

Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Qing Yin
aus
Xuzhou, China

Tag der mündlichen Prüfung: 28.04.2014

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. E. Tekkaya
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. W. Volk

Dortmund, 2014

Vorsitzende: Jun.Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Petra Kersting

Berichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya
Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

Mitberichter: Jun.Prof. Björn Kiefer Ph.D.

Datum der Prüfung: 28.04.2014

Dortmunder Umformtechnik

Qing Yin

**Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von
Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch**

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag
Aachen 2014

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Dortmund, Technische Univ., Diss., 2014

Copyright Shaker Verlag 2014

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-2839-3

ISSN 1619-6317

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9

Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der Technischen Universität Dortmund. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die stete Förderung während der Promotion. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk vom Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München für die Übernahme des Korreferats. Bedanken möchte ich mich zudem bei Herrn Jun.Prof. Björn Kiefer Ph.D. und Frau Jun.Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Petra Kersting für die Mitwirkung in der Prüfungskommission als Mitberichter bzw. Vorsitzende.

Weiterhin bedanke ich mich herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Haupt für die zahlreichen Diskussionen zu Themen der Werkstoffmodellierung und der analytischen Beschreibung des ebenen Torsionsversuchs. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Roll bedanke ich mich für hilfreiche Hinweise bei der Bewertung verschiedener Probengeometrien und Werkstoffkennwerte.

Für die Betreuung und Zusammenarbeit im Forschungsprojekt DFG-Paketantrag 250 bedanke ich mich herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Alexander Brosius. Allen Kolleginnen und Kollegen des Instituts für Umformtechnik und Leichtbau danke ich für die enge und kollegiale Zusammenarbeit, insbesondere Herrn Alper Güner für die Unterstützung und die gemeinsame Projektarbeit, Herrn Dr.-Ing. Nooman Ben Khalifa für konstruktive Diskussionen und Frau Dipl.-Wirt.-Ing. Ramona Hölker für die gute Atmosphäre in der Bürogemeinschaft. Bei Herrn Werner Feurer, Herrn Dirk Hoffmann und Herrn Andreas Herdt bedanke ich mich herzlich für die Unterstützung im experimentellen Bereich. Frau Beate Ulm-Brandt danke ich für die sorgfältige sprachliche Korrektur dieser Arbeit. Ich danke herzlich den studentischen Hilfskräften Heinrich Traphöner, Nils Cwiekala, Turan Pinar und Sedat Cakar sowie den Studien-/Diplomarbeitern Marco Haupt und Michael Enders für ihre Mitarbeit und Unterstützung.

Ich danke auch den Mitarbeitern und den industriellen Projektpartnern des DFG-PAK 250 für die gute Zusammenarbeit, insbesondere Herrn Sebastian Suttner, Herrn Benjamin Zillmann, Herrn Andreas Kuppert, Herrn Dr. Gregory Gerstein und Herrn Till Clausmeyer.

Meinen Eltern, Ying Zhang und Jiansheng Yin, danke ich für die Förderung, die meinen wissenschaftlichen Werdegang ermöglicht hat. Ich danke meiner Schwester Lisa für ihre Besuche in Dortmund. Nicht zuletzt bedanke ich mich bei meiner Frau Julia für ihre geduldige und liebevolle Unterstützung.

Zusammenfassung

Der ebene Torsionsversuch ist ein Prüfverfahren für Blechwerkstoffe zur Bestimmung der Umformeigenschaften unter Scherbelastungen. Dieser Versuch hat den Vorteil, dass hohe Deformationen messbar sind. Zudem ist die Beanspruchung der Probe frei von störenden Kerbeffekten. Dennoch ist der ebene Torsionsversuch ein bisher selten verwendetes Verfahren, da die verfügbaren Auswertungsmethoden sehr aufwendig sind. Das Ziel der vorliegenden Dissertation ist die Erarbeitung von neuen Prüf- und Auswertungsmethoden zur Etablierung dieses bisher selten genutzten Prüfverfahrens sowie die Erschließung weiterer Anwendungsmöglichkeiten.

Im ersten Schritt werden zwei grundlegende Auswertungsmethoden eingeführt. Beide Methoden basieren auf optischer Messtechnik. Die nachgeschaltete Dehnungsmessung ermöglicht die Ermittlung einer vollständigen Fließkurve durch die alleinige Messung des finalen Deformationszustandes. Hierbei ist der Messaufwand gering. Insbesondere für duktile Werkstoffe können hohe Umformgrade bis 1,0 gemessen werden, sodass eine Extrapolation der Fließkurve nicht mehr notwendig ist. Mithilfe der kontinuierlichen Dehnungsmessung kann auf effiziente Weise eine Vielzahl von zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verläufen aus einer einzigen Messung extrahiert werden. Somit sind zyklische Scherkurven mit unterschiedlichen Dehnungsamplituden simultan in einem Versuch ermittelbar.

Für ein besseres Grundlagenverständnis werden Zusammenhänge und Einflüsse auf das Ergebnis des ebenen Torsionsversuchs mittels kontinuumsmechanischer Betrachtung und numerischer Simulation analysiert. Geschlossene Zusammenhänge für das Verschiebungs- und Dehnungsfeld werden in Abhängigkeit des anliegenden Drehmoments für elastisches und starrplastisches Werkstoffverhalten mit zwei Verfestigungsansätzen hergeleitet.

Um Scherfließkurven in einer isolierten Richtung zu identifizieren, wird eine modifizierte Probengeometrie mit Rundschlitzen eingeführt. Hiermit kann eine Mittelwertbildung bei Anisotropie über den gesamten Umfang wie bei der vollen Torsionsprobe vermieden werden. Diese als Doppelstegprobe bezeichnete Geometrie verfügt über zwei Scherzonen. Es ist ein Scherversuch entstanden, dessen Ergebnisse mit bekannten Scherversuchen wie dem Miyauchi-Versuch oder der Norm nach ASTM B831 vergleichbar sind.

Zur Charakterisierung des idealen Scherversagens ist eine neue Probengeometrie entworfen worden. Durch die Aufbringung einer Rundnut mit runder Profilgeometrie kann Versagen durch Rissbildung unter idealer Scherbelastung ohne Abweichungen erreicht werden. Die Ergebnisse zeigen gute Reproduzierbarkeit hinsichtlich des Versagenszeitpunktes. Dies kann für die aktuelle Forschung im Bereich der Schädigungsmodellierung von großem Interesse sein, da bisher eine Charakterisierung von Blechversagen unter perfekten Scherbedingungen nicht möglich war.

Die Ergebnisse dieser Arbeit ermöglichen die notwendige wissenschaftliche und experimentelle Durchdringung des ebenen Torsionsversuchs. Das hohe Potenzial dieses Prüfverfahrens bietet verschiedene Einsatzmöglichkeiten im Bereich der Blechcharakterisierung für die Umformsimulation.

Summary

The in-plane torsion test is a sheet metal test method for the characterization of plastic behavior under shear loadings. This test has the ability to achieve high strains for the flow curve determination. Furthermore, the specimen is loaded without unwanted edge effects, which is another advantage of this test. However, the in-plane torsion test is rarely used due to the high effort of the available evaluation methods. The aim of this thesis is to develop new experimental and evaluation procedures as well as new applications in order to establish this test in the field of sheet metal characterization.

Firstly, two basic evaluation procedures are introduced, namely the post measurement and the continuous measurement of strains. Optical strain measurement is used in both methods. The post measurement is able to determine an entire flow curve by one single measurement of the final deformation state. Thus, the effort of this measurement is low. Especially for ductile materials high strains of up to 1.0 can be achieved. A further extrapolation of the flow curve becomes unnecessary. Using the continuous strain measurement, multiple cyclic stress-strain curves can be extracted very efficiently from one single specimen. By this method cyclic shear curves with different strain amplitudes are determined simultaneously by one turn. For a better understanding of the test basics, relations and influences on the results of the in-plane torsion test are investigated using continuum mechanical analysis and numerical simulation. Closed-form solutions of the displacement and strain distribution are derived for purely elastic and ideal plastic material behavior with two different hardening laws.

A modified specimen geometry with round slits is presented in order to identify shear flow curves in a specific material orientation. Thus, „smearing out“ the anisotropy over the full circumference can be avoided as compared to the full in-plane torsion specimen. This new specimen is called twin-bridge specimen because it has two shear zones. With this geometry a new shear test is established with comparable results to known shear tests like the Miyauchi-test or the shear test according to ASTM B831.

For the characterization of the ideal shear fracture of sheet materials a new specimen is designed. By cutting out a round circular groove from a full torsion specimen, the crack initiation can be realized under ideal shear loadings without deviation. The results show good reproducibility concerning the point of fracture. This can have an impact on the current research in the field of damage characterization and modeling, since the realization of perfect shear fracture for sheet materials has not as yet been possible.

The results of this thesis establish the required fundamental knowledge for a more frequent usage of the in-plane torsion test in scientific and industrial applications. The high potential of this test method offers various possibilities in the field of sheet metal characterization and numerical simulation of forming processes.

„Das Torsionsdiagramm auf das Zug- oder Druckdiagramm zurückzuführen ist merkwürdigerweise noch niemals versucht worden, obwohl es doch gewiß besonders anregend und fruchtbringend gewesen wäre, gerade diese so verschiedenen Beanspruchungsarten einander gegenüberzustellen.“

Paul Ludwik, Elemente der Technologischen Mechanik, 1909

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen	xiii
1 Einleitung	1
2 Stand der Kenntnisse	3
2.1 Werkstoffverhalten	3
2.1.1 Dehnung und Umformgrad	3
2.1.2 Spannung	4
2.1.3 Fließspannung und Fließkurve	5
2.1.4 Fließbedingung	8
2.1.5 Anisotropie	10
2.1.6 Kinematische Verfestigung	12
2.1.7 Formänderungsvermögen und Schädigung	14
2.2 Methoden zur Fließkurvenermittlung für Blechwerkstoffe	17
2.2.1 Einachsiger Zugversuch	18
2.2.2 Prüfverfahren unter zweiachsigen Zugspannungen	20
2.2.3 Scherversuche	26
2.2.4 Der ebene Torsionsversuch	31
2.3 Ermittlung der kinematischen Verfestigung	38
2.3.1 Zug-Druck-Versuche	38
2.3.2 Zyklische Biegeversuche	39
2.3.3 Zyklische Scherversuche	39
2.4 Charakterisierung des Schädigungsverhaltens	40
2.5 Fazit Stand der Kenntnisse	43
3 Zielsetzung	45
4 Versuchsaufbau und Fließkurvenermittlung	47
4.1 Experimentelle Prüfvorrichtung	47
4.1.1 Anforderungen	47
4.1.2 Aufbau	48
4.1.3 Einspannwerkzeuge	49
4.1.4 Messung von Drehmoment und Drehwinkel	50
4.1.5 Versuchswerkstoffe	52
4.2 Optische Dehnungsmessung	54

4.2.1	Funktionsprinzip der Dehnungsberechnung bei der optischen Messung	54
4.2.2	Vorgehensweise bei der nachgeschalteten optischen Dehnungsmessung	56
4.2.3	Vorgehensweise zur kontinuierlichen optischen Dehnungsmessung	57
4.2.4	Bemerkungen zur Verwendung des Messsystems ARAMIS beim ebenen Torsionsversuch	58
4.3	Fließkurvenermittlung	60
4.3.1	Ergebnisse der nachgeschalteten Dehnungsmessung	61
4.3.2	Ergebnisse der kontinuierlichen Dehnungsmessung	62
4.3.3	Vergleich der unterschiedlichen Dehnungsmessmethoden	66
4.3.4	Dynamische Reckalterung im ebenen Torsionsversuch	69
4.3.5	Analyse des Fließkurvenunterschieds zum Zugversuch bei DC06	71
4.3.6	Fehlerbetrachtung für die vorgeschlagenen Auswertungsmethoden	79
4.4	Analyse der inneren Einspannung	81
4.4.1	Numerische Analyse der Spannungsüberlagerung durch die innere Einspannung	81
4.4.2	Einfluss der Klemmkraft auf die ermittelte Fließkurve: Experimentelle Analyse	84
4.4.3	Einfluss der Oberflächenstrukturierung auf den erreichbaren Umformgrad	85
4.5	Fazit	92
5	Analyse des Verfestigungsverhaltens	95
5.1	Berechnung von Spannung und Dehnung	95
5.1.1	Verschiebungsfeld	95
5.1.2	Gleichgewicht	97
5.1.3	Grenzradius zwischen elastischer und plastischer Deformation	98
5.2	Elastische Belastung	98
5.2.1	Lösung des ebenen Torsionsversuchs für elastische Belastungen	98
5.2.2	Zahlenbeispiel	99
5.3	Plastische Verfestigung	100
5.3.1	Lösung des ebenen Torsionsversuchs für die Extrapolationsansätze nach Swift und Voce	101
5.3.2	Analytische Betrachtung von Instabilität und Dehnungslokalisation an einem Zahlenbeispiel	103

5.3.3	Bewertung verschiedener Verfestigungsansätze mittels numerischer Simulation	105
5.4	Werkstoffverhalten bei Lastumkehr	108
5.4.1	Ergebnisse der Vordeformation	108
5.4.2	Beschreibung der Rückdeformation	110
5.4.3	Zahlenbeispiel	111
5.5	Fazit	114
6	Charakterisierung der kinematischen Verfestigung	117
6.1	Simultane Aufnahme zyklischer Scherkurven mit unterschiedlichen Vordehnungen	118
6.2	Entwicklung des Bauschinger-Effekts mit der Scher-Vordehnung . .	122
6.3	Werkstoffverhalten bei mehrmaliger Lastumkehr	124
6.4	Vergleich mit zyklischen Zug-Druck-Versuchen	126
6.5	Parameteridentifikation für das Yoshida-Uemori-Modell	131
6.6	Fazit	135
7	Entwicklung einer neuartigen Probengeometrie ohne Anisotropie-Mittelung	137
7.1	Probengeometrie	137
7.2	Theoretische Spannungs- und Dehnungsberechnung	139
7.3	Analyse der realen Dehnungs- und Spannungsverteilung	140
7.3.1	Dehnungsverteilung	140
7.3.2	Spannungsverteilung	144
7.4	Fließkurvenermittlung mit der Doppelstegprobe	147
7.4.1	Vorgehensweise zur Bestimmung von Spannung und Dehnung im Experiment	147
7.4.2	Vergleich mit der vollen Torsionsprobe	148
7.4.3	Vergleich mit den Ergebnissen des Zugversuchs	149
7.4.4	Vergleich mit anderen Scherversuchen	149
7.5	Aufnahme zyklischer Scherkurven mit der Doppelstegprobe	153
7.6	Identifikation kinematischer Verfestigungsparameter ohne optische Dehnungsmessung	155
7.6.1	Vorgehensweise	155
7.6.2	Ergebnisse	156
7.7	Fazit	159
8	Charakterisierung der Schädigung unter idealer Scherbelastung	161
8.1	Idee der Ringkerbe	161
8.2	Numerische Analyse des Spannungszustandes in der Nut	162

8.3	Probenvorbereitung	166
8.4	Erreichbarkeit des Scherversagens	167
8.5	Reproduzierbarkeit der Ergebnisse	168
8.6	Anwendung zur Fließkurvenermittlung	170
8.7	Fazit	172
9	Zusammenfassung und Ausblick	175
9.1	Zusammenfassung	175
9.2	Ausblick	177
	Literaturverzeichnis	179

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
A	mm^2	Fläche; Aktuelle Querschnittsfläche beim Zugversuch
A	-	Bruchdehnung
A_0	mm^2	Ursprüngliche Querschnittsfläche beim Zugversuch
A_g	-	Gleichmaßdehnung
B	-	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
b	mm	Momentane Probenbreite beim Zugversuch; Stegbreite
b	-	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
b_0	mm	Ursprüngliche Probenbreite beim Zugversuch
C	MPa	Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Lud- wik, Hollomon, Swift sowie Ghosh
C_1, C_2	-	Integrationskonstanten
C	-	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
D	-	Indikator der Schädigung
D	mm	Außendurchmesser einer Rundprobe
d	mm	Matrizendurchmesser beim hydraulischen Tiefungs- versuch
d_0	mm	Ursprünglicher Durchmesser einer Schichtstauchprobe
d_1	mm	Enddurchmesser einer Schichtstauchprobe
d_b	mm	Durchmesser der Nutfräsbahn
E	MPa	Elastizitätsmodul
\mathbf{E}	-	Linearisierter Verzerrungstensor
e_0	-	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
e_M	Nm	Maximale Abweichung bei der Drehmomentmessung
e_p	mm	Maximale Abweichung bei der Bestimmung der Mess- koordinaten

Zeichen	Einheit	Beschreibung
e_r	mm	Maximale Abweichung bei der Bestimmung des Probenmittelpunkts
e_t	mm	Maximale Abweichung bei der Bestimmung der Blechdicke
F	N	Kraft
F	-	Parameter für das Fließkriterium nach Hill
\mathbf{F}	-	Deformationsgradiententensor
F_a	N	Klemmkraft der äußeren Einspannung
F_i	N	Klemmkraft der inneren Einspannung
F_{Zug}	N	Zugkraft
f_{Hill}	-	Fließkriterium nach Hill
$f_{\text{Hill-2D}}$	-	Fließkriterium nach Hill für den zweidimensionalen Fall
f_s	%	Maximale prozentuale Abweichung bei der Ermittlung der Spannung
G	MPa	Schubmodul
G	-	Parameter für das Fließkriterium nach Hill
H	-	Parameter für das Fließkriterium nach Hill
h	-	Parameter des Yoshida-Uemori Modells
h_0	mm	Ursprüngliche Stapelhöhe beim Schichtstauchversuch
h_1	mm	Stapelhöhe zum Ende des Schichtstauchversuchs
\mathbf{I}	-	Einheitsmatrix
J_2	MPa ²	Zweite Hauptinvariante des deviatorischen Spannungstensors
K	-	Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
k	MPa	Scherfließspannung
k_f	MPa	Fließspannung
$k_{f_{\text{kin}}}$	MPa	Fließspannung bei kinematischer Verfestigung
k_{f0}	MPa	Anfangsfließspannung
L	-	Parameter für das Fließkriterium nach Hill; Lode-Parameter
l_0	mm	Ausgangslänge

Zeichen	Einheit	Beschreibung
l_1	mm	Endlänge
M	-	Parameter für das Fließkriterium nach Hill
M	Nm	Drehmoment
M_{\max}	Nm	Maximales Drehmoment
M_{\min}	Nm	Minimaler Drehmoment zum Erreichen der Fließspannung
M_u	Nm	Drehmoment vor Lastumkehr
$M_{\text{vollpl.}}$	Nm	Drehmoment bei vollständiger Plastifizierung
m	-	Verfestigungsexponent bei der Fließkurvenextrapolation nach Voce und Hockett-Sherby; Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
N	-	Parameter für das Fließkriterium nach Hill; Parameter des Yoshida-Uemori-Modells
n	-	Verfestigungsexponent bei der Fließkurvenextrapolation nach Hollomon, Swift, Hockett-Sherby und Ghosh; Übersetzung des Schneckenradgetriebes
p	MPa	Mediendruck beim hydraulischen Tiefungsversuch; Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Ghosh; Klemmdruck der inneren Einspannung
\mathbf{p}_0	mm	Koordinaten eines Punktes im undeformierten Zustand
\mathbf{p}_1	mm	Koordinaten eines Punktes im deformierten Zustand
\mathbf{R}	-	Drehtensor bei der polaren Zerlegung des Deformationsgradienten
R_e	MPa	Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	0,2%-Fließgrenze
r	-	Lankford-Koeffizient
r	mm	Radius
r^*	mm	Lokaler Radius
r, ϕ, z	-	Richtungen des Zylinderkoordinatensystems
r_0, r_{45}, r_{90}	-	Lankford-Koeffizient in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung

Zeichen	Einheit	Beschreibung
r_1	mm	Innerer Schlitzradius der Doppelstegprobe
r_2	mm	Äußerer Schlitzradius bei der Doppelstegprobe
r_a	mm	Äußerer Einspannradius
r_b	-	Dehnungsverhältnis bei biaxialer Zugbeanspruchung
r_f	mm	Grenzradius
r_{fu}	mm	Grenzradius zum Zeitpunkt der Lastumkehr
r_i	mm	Innerer Einspannradius
r_m	mm	Schlitzradius der Doppelstegprobe
r_n	-	Senkrechte Anisotropie
r_n	mm	Nutradius
Δr	-	Ebene Anisotropie
Δr	mm	Schlitzbreite
T	K	Temperatur
t	mm	Blechdicke
t	s	Zeit
t_0	mm	Ursprüngliche Blechdicke
t_n	mm	Nuttiefe
t_r	mm	Reduzierte Blechstärke am Boden der Nut
t_s	s	Versuchszeit
Δt_s	s	Messintervall
\mathbf{U}	-	Streckungstensor
U_{ij}	-	Komponenten des Streckungstensors
u	mm	Verschiebung
\mathbf{u}	mm	Verschiebungsvektor
u_r	mm	Verschiebung in radialer Richtung
u_z	mm	Verschiebung in Dickenrichtung
u_ϕ	mm	Verschiebung in tangentialer Richtung
α	rad	Drehwinkel
α	-	Parameter zur Fließkurvenapproximation nach Gerlach und Keßler; Bauschinger-Koeffizient

Zeichen	Einheit	Beschreibung
α_f	rad	Drehwinkel zum Zeitpunkt des Versagens
α_u	rad	Drehwinkel zum Zeitpunkt der Lastumkehr
β	rad	Orientierung einer Werkstoffrichtung
β^*	rad	Innenwinkel an Scherprobengeometrie nach Tekkaya (1980)
γ	-	Scherdehnung/Scherwinkel
γ_{ak}	-	Akkumulierte Scherdehnung
γ_{exp}	-	Experimentell gemessene Scherdehnung
γ_f	-	Kritische Scherdehnung bei Werkstoffversagen
γ_{max}	-	Maximale Scherdehnung
γ_r	-	Scherdehnungsanteil durch die Rückdeformation
γ_{th}	-	Theoretisch berechnete Scherdehnung
γ_u	-	Scherdehnung zum Zeitpunkt der Lastumkehr
ε	-	Technische Dehnung
ε_{el}	-	Elastischer Anteil der technischen Dehnung
ε_{pl}	-	Plastischer Anteil der technischen Dehnung
$\varepsilon_{rr}, \varepsilon_{\phi\phi}, \varepsilon_{zz}$	-	Normalkomponenten des Dehnungstensors in Zylinderkoordinatendarstellung
$\varepsilon_{r\phi}, \varepsilon_{\phi z}, \varepsilon_{zr}$	-	Schubkomponenten des Dehnungstensors in Zylinderkoordinatendarstellung
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	-	Normalkomponenten des Dehnungstensors in Darstellung mit kartesischen Koordinaten
$\varepsilon_{xy}, \varepsilon_{yz}, \varepsilon_{zx}$	-	Schubkomponenten des Dehnungstensors in Darstellung mit kartesischen Koordinaten
$\dot{\varepsilon}_{ps}$	s^{-1}	Formänderungsgeschwindigkeit beim Zugversuch mit ebenem Formänderungszustand
$d\varepsilon_{pl}$	-	Plastisches Dehnungsinkrement
η	-	Spannungstriaxialität
η	rad	Winkeländerung bei der Scherung
ϑ	rad	Verdrehwinkel
ϑ^*	rad	Lokaler Verdrehwinkel
$\Delta\vartheta$	rad	Winkelausschnitt des Steges
μ	-	Querkontraktionszahl

Zeichen	Einheit	Beschreibung
ρ	mm	Krümmungsradius beim hydraulischen Tiefungsversuch
σ	MPa	Spannung
$\boldsymbol{\sigma}$	MPa	Spannungstensor
$\boldsymbol{\sigma}'$	MPa	Deviatorischer Anteil des Spannungstensors
σ_{∞}	MPa	Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Voce sowie Hockett-Sherby
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	MPa	Hauptspannungen
σ_h	MPa	Hydrostatische Spannung
σ_I, σ_{II}	MPa	Hauptspannungsraum zur Darstellung der Fließortkurve
σ_m	MPa	Verschiebung des Mohr'schen Spannungskreises
σ_{\max}	MPa	Größte Hauptspannung
σ_{\min}	MPa	Kleinste Hauptspannung
σ_{Mises}	MPa	Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese von von Mises
$\sigma_{rr}, \sigma_{\phi\phi}, \sigma_{zz}$	MPa	Normalkomponenten des Spannungstensors in Zylinderkoordinatendarstellung
σ_{Tresca}	MPa	Vergleichsspannung nach der Schubspannungshypothese von Tresca
σ_v	MPa	Vergleichsspannung
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	MPa	Normalkomponenten des Spannungstensors in Darstellung mit kartesischen Koordinaten
$\sigma_{\theta\theta}$	MPa	Spannung in Tangentialrichtung beim hydraulischen Tiefungsversuch
$\sigma_{\psi\psi}$	MPa	Spannung in Meridianrichtung beim hydraulischen Tiefungsversuch
τ	MPa	Schubspannung
τ_{\max}	MPa	Größte Schubspannung
τ_{num}	MPa	Mittels numerischer Simulation berechnete Schubspannung
$\tau_{r\phi}, \tau_{\phi z}, \tau_{zr}$	MPa	Schubkomponenten des Spannungstensors in Zylinderkoordinatendarstellung
τ_{th}	MPa	Theoretisch berechnete Schubspannung

Zeichen	Einheit	Beschreibung
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$	MPa	Schubspannungskomponenten des Spannungstensors in Darstellung mit kartesischen Koordinaten
φ	-	Umformgrad / Wahre Dehnung
$\dot{\varphi}$	s ⁻¹	Formänderungsgeschwindigkeit
φ	-	Formänderungstensor
$\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$	-	Hauptformänderungen
φ_a	-	Parameter zur Fließkurvenextrapolation nach Swift und Ghosh
φ_b	-	Formänderung in Breitenrichtung
φ_t	-	Formänderung in Dickenrichtung
φ_v	-	Vergleichsumformgrad
$\varphi_x, \varphi_y, \varphi_z$	-	Normalkomponenten des Formänderungstensors in Darstellung mit kartesischen Koordinaten
$\varphi_{xy}, \varphi_{yz}, \varphi_{zx}$	-	Scherkomponenten des Formänderungstensors in Darstellung mit kartesischen Koordinaten
ψ	rad	Winkeländerung einer Faser im Werkstoff während der einfachen Scherung
ψ^*	rad	Drehung der Belastungsrichtung beim Scherversuch nach Tekkaya (1980)
ψ_u	rad	Winkelausschnitt mit Orientierungen, die der Lastumkehr bei einfacher Scherung ausgesetzt sind

Abkürzungen

AA	Aluminum Alloy
AF	Modell zur Beschreibung der kinematischen Verfestigung nach Armstrong und Frederick
ASTM	American Society for Testing and Materials
BBC2000	Anisotropes Fließkriterium für Blechwerkstoffe nach Banabic et al. (2000a)
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DP	Dualphasenstahl
EFZ	Ebener Formänderungszustand
EN	Europäische Normen
FE	Finite Elemente
FLC	Forming Limit Curve - Grenzformänderungskurve
ISO	International Organization for Standardization
PAK	Paketantrag
PLC	Portevin-Le-Chatelier-Effekt (Dynamische Reckalterung)
TRIP	Transformation Induced Plasticity
YLD2000-2D	Anisotropes Fließkriterium für Blechwerkstoffe nach Barlat et al. (2003)

1 Einleitung

Die Charakterisierung von Blechwerkstoffen ist notwendig für die numerische Umformsimulation zur Auslegung von Tiefziehbauteilen. Das Ziel der Simulation ist die Vorhersage von Rissbildung, Einschnürung, Blechdickenverteilung, Faltenbildung, Blecheinzug, Festigkeit, Rückfederung und weiteren Effekten. Für viele dieser Anwendungsfälle ist der ebene Torsionsversuch interessant, da er das Potenzial zur Ermittlung von Kennwerten bei hohen Umformgraden für Bleche unter Scherbelastung ohne störende Kerbeffekte besitzt.

Dieses von Marciniak erstmalig vorgestellte Prüfverfahren wurde bereits für die Ermittlung von Fließkurven (Pöhlandt und Tekkaya, 1985), zur Identifikation des zyklischen Werkstoffverhaltens (Marciniak, 1961) und zur Ermittlung von Formänderungsgrenzen (Marciniak und Kołodziejcki, 1972) angewendet. Da maximale Umformgrade bis 1,0 möglich sind, ist der ebene Torsionsversuch in dieser Hinsicht den meisten Blechprüfverfahren überlegen. Eine Extrapolation der Fließkurve wäre im Idealfall unnötig. Dieser Versuch ermöglicht außerdem Lastumkehr ohne Knickgefahr und weist eine hohe Informationsdichte auf. Dennoch hat der ebene Torsionsversuch bislang keine Verbreitung gefunden. Grund hierfür war die aufwendige Auswertung. Zudem erfordert die Versuchskinematik eine Sonderkonstruktion für die Prüfvorrichtung. Mit der Verfügbarkeit moderner optischer Dehnungsmesssysteme können neue Auswertungsmethoden für Prüfverfahren ermöglicht werden. Dies bedeutet auch für den ebenen Torsionsversuch ein hohes Potenzial. Das Ziel der vorliegenden Dissertation ist es, dieses Potenzial für die Aufgaben der Werkstoffcharakterisierung nutzbar zu machen.

Die Arbeit ist in neun Kapitel aufgeteilt. Nach der Einleitung wird zunächst der Stand der Kenntnisse in Kapitel 2 dargestellt. Dies umfasst die Grundlagen des Werkstoffverhaltens bei plastischer Deformation und die dazugehörigen Modellierungsansätze. Die Ermittlung von Fließkurven, der kinematischer Verfestigung und des Schädigungsverhaltens sind typische Charakterisierungsaufgaben. Hierzu anwendbare Blechprüfverfahren sollen mit ihren Vor- und Nachteilen vorgestellt werden. Insbesondere die Eigenschaften des ebenen Torsionsversuchs werden detailliert beschrieben. Daraus ergibt sich die Zielsetzung (Kapitel 3), in der die Schwerpunkte der notwendigen Weiterentwicklung des ebenen Torsionsversuchs formuliert sind, die als Grundlage für die nachfolgenden Kapitel dienen. Die verwendete Prüfvorrichtung und die Versuchsdurchführung werden in Kapitel 4 beschrieben. Zwei Auswertungsmethoden zur Fließkurvenermittlung unter Verwendung der optischen Dehnungsmessung werden präsentiert. Um den Einfluss des Verfestigungs-

verhaltens auf das Ergebnis des ebenen Torsionsversuchs zu analysieren, werden in Kapitel 5 verschiedene Fließkurvenverläufe betrachtet. Der Schwerpunkt liegt auf dem Verhalten des Versuchs bei Werkstoffen mit geringem Verfestigungspotenzial. Die dabei entstehende Instabilität und Dehnungslokalisation werden analytisch und numerisch untersucht. In Kapitel 6 wird eine Vorgehensweise für die Charakterisierung der kinematischen Verfestigung mit dem ebenen Torsionsversuch präsentiert. Die Besonderheit hierbei ist die Nutzung des Spannungs- und Dehnungsgradienten auf der Probe zur simultanen Aufnahme von mehreren zyklischen Scherkurven mit unterschiedlichen Dehnungsamplituden. Mit einer Modifikation der Probengeometrie zur sogenannten Doppelstegprobe wird in Kapitel 7 eine Variante des ebenen Torsionsversuchs vorgestellt. Mit dieser Probenform können Scherversuche in einer definierten Richtung ohne Mittelung der Anisotropie durchgeführt werden. Neben der Anwendbarkeit zur Aufnahme von monotonen und zyklischen Fließkurven wird die Vergleichbarkeit mit Scherversuchen nach Miyauchi oder ASTM B831 geprüft. Eine weitere Modifikation der Probenform durch eine Rundnut wird in Kapitel 8 vorgeschlagen, mit der ideales Scherversagen hervorgerufen werden kann. Die Erreichbarkeit des Versagens für unterschiedliche Werkstoffe, die Auswertung und die Reproduzierbarkeit werden analysiert. Im letzten Kapitel werden die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zusammengefasst und als Ausblick mögliche Themengebiete zur Fortsetzung der Forschung am ebenen Torsionsversuch benannt.

2 Stand der Kenntnisse

In diesem Kapitel werden zunächst die Grundlagen des mechanischen Werkstoffverhaltens in Bezug auf die Blechumformung dargestellt. Es folgt eine detaillierte Darstellung verschiedener bekannter experimenteller Ansätze für unterschiedliche Charakterisierungsaufgaben mit jeweiligen Vor- und Nachteilen. Schwerpunktmäßig werden die Grundlagen und die Auswertung des ebenen Torsionsversuchs vorgestellt. In einem Fazit werden die Vorteile und das Potenzial des ebenen Torsionsversuchs im Hinblick auf die verschiedenen Bedürfnisse der Werkstoffmodellierung dargestellt.

2.1 Werkstoffverhalten

2.1.1 Dehnung und Umformgrad

Das Ausmaß einer Deformation lässt sich mit der technischen Dehnung ε beschreiben. Für einen einachsigen Zugstab ergibt sich die technische Dehnung ε als dimensionslose Größe mit

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l_0} \Rightarrow \varepsilon = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l_0} = \frac{l_1 - l_0}{l_0} \quad (2.1)$$

aus der Endlänge l_1 und der Ausgangslänge l_0 . Die Voraussetzung hierfür ist, dass $d\varepsilon$ gleichmäßig über l_0 ist. Die Dehnung setzt sich aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammen:

$$\varepsilon = \varepsilon_{\text{el}} + \varepsilon_{\text{pl}}. \quad (2.2)$$

Ist der Anteil der elastischen Dehnung vernachlässigbar klein, kann näherungsweise

$$\varepsilon \approx \varepsilon_{\text{pl}} \quad (2.3)$$

angenommen werden. Im Gegensatz zur technischen Mechanik verwendet die Umformtechnik den logarithmischen Umformgrad φ , auch wahre Dehnung genannt, und nicht die technische Dehnung ε .

Mit der Formulierung

$$d\varphi = \frac{dl}{l} \Rightarrow \varphi = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln \left(\frac{l_1}{l_0} \right) \quad (2.4)$$

bezieht sich der Umformgrad auf die aktuelle Länge l und besitzt die Vorteile der Addierbarkeit und der Symmetrie in Zug- und Druckrichtung. Auch hier wird eine gleichmäßige Verteilung von $d\varphi$ über die Länge l vorausgesetzt. Eine Umrechnung in die technische Dehnung ist über

$$\varphi = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2.5)$$

möglich. Für die dreidimensionale Darstellung lässt sich die Formänderung an einem Punkt eines Körpers durch einen symmetrischen Tensor φ beschreiben. Wenn ein linearer Dehnungspfad angenommen wird, können mit

$$\varphi \hat{=} \begin{pmatrix} \varphi_x & \varphi_{xy} & \varphi_{xz} \\ \varphi_{xy} & \varphi_y & \varphi_{yz} \\ \varphi_{xz} & \varphi_{yz} & \varphi_z \end{pmatrix} \quad (2.6)$$

die Komponenten des Tensors in einem kartesischen Koordinatensystem x, y, z dargestellt werden. Eine wichtige Eigenschaft bei der Metallumformung ist die Volumenkonstanz. Diese Eigenschaft lässt sich durch die erste Hauptinvariante in Form der Spur des Formänderungstensors beschreiben:

$$tr(\varphi) = 0; \Rightarrow \varphi_x + \varphi_y + \varphi_z = \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0 \quad (2.7)$$

Es lässt sich für jeden Formänderungszustand eine Orientierung des Koordinatensystems finden, für den die Schiebungsanteile verschwinden. Die verbleibenden Komponenten in der Diagonale heißen Hauptformänderungen und werden mit φ_1 , φ_2 und φ_3 notiert. Die entsprechenden Richtungen dieser Formänderungskomponenten werden Hauptrichtungen genannt.

2.1.2 Spannung

Die in einem Körper wirkenden inneren Kräfte können in Form von Spannungen beschrieben werden. Eine Spannung σ ist eine auf die wirkende Fläche A bezogene Kraft F :

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (2.8)$$

und hat die Einheit $[\text{N}/\text{mm}^2]$. Handelt es sich bei der Fläche A um die aktuelle Fläche, dann ist σ die sogenannte wahre Spannung, auch Cauchy-Spannung genannt. Die Notation unterscheidet üblicherweise zwischen Normalspannungen σ , bei denen die Kraft senkrecht zur entsprechenden Fläche wirkt, und Schubspannungen τ , bei denen die Kraftrichtung parallel zur Wirkfläche ist. Analog zur Formänderung lässt sich auch der dreidimensionale Spannungszustand durch einen Tensor beschreiben. Die Komponenten eines Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ lauten somit

$$\boldsymbol{\sigma} \hat{=} \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (2.9)$$

in einem kartesischen Koordinatensystem x, y, z . Bedingt durch den mikrostrukturellen Schermechanismus bei der plastischen Formänderung gilt, dass nur der deviatorische Anteil des Spannungszustandes $\boldsymbol{\sigma}'$ zur plastischen Umformung beiträgt. Dieser Anteil ergibt sich aus

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} - \sigma_h \mathbf{I}, \quad (2.10)$$

wobei die hydrostatische Spannung σ_h aus der Spur des Spannungstensors berechnet werden kann:

$$\sigma_h = \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}. \quad (2.11)$$

Auch für jeden Spannungszustand lassen sich die Hauptspannungen $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ und Hauptrichtungen bestimmen, in denen die Schubspannungskomponenten verschwinden.

2.1.3 Fließspannung und Fließkurve

Sowohl in der Elastizität als auch in der Plastizität können Spannungen in Abhängigkeit von Dehnungen formuliert werden, um das Werkstoffverhalten zu beschreiben. Das Hooke'sche Gesetz stellt im einachsigen Fall mit

$$\sigma = E \cdot \varepsilon_{el} \quad (2.12)$$

einen linearen Zusammenhang zwischen der Spannung σ und dem elastischen Dehnungsanteil ε_{el} über den Elastizitätsmodul E her. Für die plastische Formänderung lässt sich eine solche Linearität in der Regel nicht feststellen. Die Fließspannung k_f

wird während einer Umformung von verschiedenen Faktoren beeinflusst und kann allgemein als eine Funktion von Umformgrad φ , Formänderungsgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ und Temperatur T dargestellt werden:

$$k_f = f(\varphi, \dot{\varphi}, T). \quad (2.13)$$

Im Gegensatz zu technischen Spannungs-Dehnungs-Verläufen wird in der Fließkurve der elastische Anteil der Deformation abgezogen, da die wahre Spannung über den plastischen Umformgrad aufgetragen wird. Die elastische Gerade zu Beginn existiert daher nicht in einer Fließkurve. Wenn die Formänderungsgeschwindigkeit und die Temperatur als konstant angenommen werden, vereinfacht sich die Formulierung auf eine reine Abhängigkeit von der Formänderung φ :

$$k_f = f(\varphi). \quad (2.14)$$

Unter solchen Bedingungen umgeformte Werkstoffe weisen in der Regel verfestigendes Verhalten auf, das heißt, die Fließspannung k_f nimmt mit zunehmender monotoner Formänderung zu. Hauptsächlich zwei Effekte im Zusammenhang mit mikrostrukturellen Versetzungen führen zu dieser beobachteten Verfestigung. Zum einen werden Versetzungsbewegungen in zunehmendem Maße durch Korngrenzen blockiert, zum anderen steigt die Anzahl vorhandener Versetzungen während der Umformung durch Frank-Read-Quellen (Frank und Read, 1950) und den Orowan-Mechanismus (Taylor, 1934; Orowan, 1934; Polanyi, 1934)¹ signifikant an, sodass eine gegenseitige Behinderung die Versetzungsbewegungen erschwert.

Für die numerische Simulation von Blechumformprozessen sind in der Regel Fließkurven erforderlich, die Umformgrade von bis zu 1,0 beschreiben können. Die experimentelle Ermittlung dieser Fließkurven geschieht häufig mit dem genormten einachsigen Flachzugversuch (vgl. Abschnitt 2.2.1), wobei der erreichbare Umformgrad deutlich geringer ist. Um dennoch Aussagen zum Umformverhalten bei größeren Umformgraden zu treffen, können Extrapolationsansätze herangezogen werden. In **Tabelle 2.1** sind einige gängige Ansätze mit mathematischer Formulierung dargestellt. Der Ansatz nach Ludwik (1909) besteht aus der Anfangsfließspannung, zu der eine Potenzfunktion addiert wird. Diese Approximation neigt dazu, die Verfestigung stark zu überschätzen. Hollomon (1945) vereinfachte diesen Ansatz durch Vernachlässigen der Anfangsfließspannung. Vorteilhaft ist der einfache mathematische Ausdruck und eine realistische Abschätzung der Verfestigung. Voce (1948) und Swift (1952) schlugen jeweils Ansätze vor, die ebenfalls relativ einfache Terme

¹Taylor; Orowan und Polanyi haben annähernd zeitgleich und voneinander unabhängig die plastische Deformation auf die Entwicklung von Gitterversetzungen zurückgeführt.

Tabelle 2.1: Ansätze zur Fließkurvenextrapolation

Name	Mathematischer Ansatz
Ludwik (1909)	$k_f = k_{f0} + C \cdot \varphi^n$
Hollomon (1945)	$k_f = C \cdot \varphi^n$
Swift (1952)	$k_f = C \cdot (\varphi_a + \varphi)^n$
Ghosh ²	$k_f = C \cdot (\varphi_a + \varphi)^n - p$
Voce (1948)	$k_f = \sigma_\infty - (\sigma_\infty - k_{f0}) \cdot e^{-m\varphi}$
Hockett und Sherby (1975)	$k_f = \sigma_\infty - (\sigma_\infty - k_{f0}) \cdot e^{-m\varphi^n}$
Gerlach und Keßler (2006)	$\alpha \cdot k_{f,Voce} + (1 - \alpha) \cdot k_{f,Swift}$

enthalten, wobei eine Anfangsfließspannung $k_{f0} > 0$ abgebildet werden kann. Dabei bildet der Voce-Ansatz einen Werkstoff mit einer saturierenden Verfestigung ab, während die Extrapolation nach Swift eine ausgeprägte Verfestigung auch bei hohen Dehnungen ergibt. Durch die Einführung eines zusätzlichen Exponenten haben Hockett und Sherby (1975) die Voce-Approximation erweitert, sodass mehr Flexibilität ermöglicht wird. Der sogenannte Ghosh-Ansatz² ist eine Erweiterung von Swift, welche ebenfalls eine flexiblere Anpassung des Verfestigungsverhaltens ermöglicht. Gerlach und Keßler (2006) entwickelten eine Kombination von Voce- und Swift-Ansatz mit einem Gewichtungsfaktor α mit $0 < \alpha < 1$. Diese ermöglicht einen Verlauf als Mittelwert zwischen diesen beiden Ansätzen. Im dargestellten Diagramm wurde mit $\alpha = 0,5$ ein Mittelwert zwischen den beiden Ansätzen gebildet.

Bild 2.1 zeigt die Abhängigkeit der angenommenen Fließkurve von dem gewählten Extrapolationsansatz auf. Die entsprechenden Parameter sind in **Tabelle 2.2** aufgeführt. Durch die Bildung des kleinsten Fehlerquadrates im Bereich der ermittelten Verfestigungsdaten stellt die Annahme der Fließspannung bei höheren Umformgraden eine unsichere Größe dar. Die Qualität einer numerischen Simulation hängt somit von der Wahl des Ansatzes ab, die jedoch nur aufgrund von Erfahrungswerten getroffen werden kann. Bei der Verfügbarkeit von experimentell gemessenen Fließkurven bis zu hohen Umformgraden sinkt die Unsicherheit bei der Extrapolation. Im Idealfall wäre die Extrapolation bis $\varphi = 1,0$ überflüssig.

²Obwohl dieser Ansatz durch zahlreiche Literaturstellen nach Ghosh benannt und referenziert wird (zum Beispiel fälschlicherweise Ghosh, 1980), ist eine eigene Veröffentlichung mit der Einführung dieses Ansatzes durch Amit K. Ghosh selbst nicht bekannt und verfügbar.

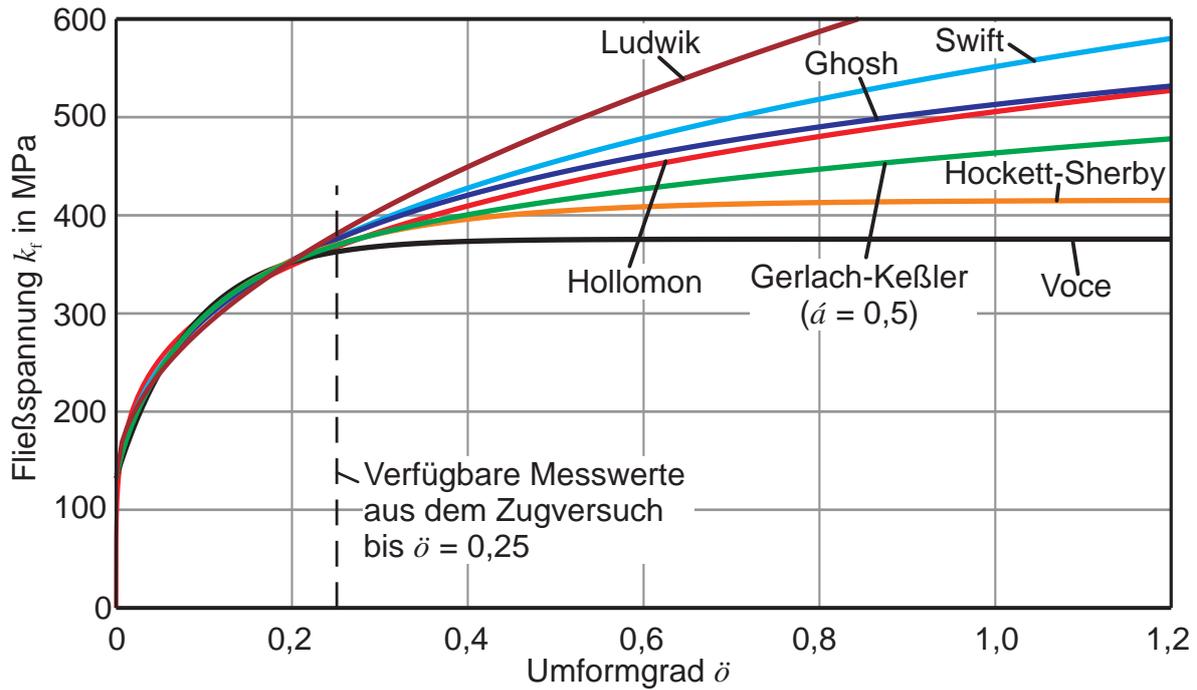


Bild 2.1: Vergleich der Fließkurvenapproximationen aus Tabelle 2.1 am Beispiel von DC06, Extrapolation angepasst an reales Zugversuchsergebnis

Tabelle 2.2: Parameter der Fließkurvenextrapolation für DC06 aus Bild 2.1

Name	Parameter
Ludwik	$k_{f0} = 131,8 \text{ MPa}$; $C = 511,4 \text{ MPa}$; $n = 0,52$
Hollomon	$C = 505,6 \text{ MPa}$; $n = 0,23$
Swift	$C = 550,5 \text{ MPa}$; $\varphi_a = 6,13 \cdot 10^{-3}$; $n = 0,28$
Ghosh	$C = 27,80 \cdot 10^3 \text{ MPa}$; $\varphi_a = 28,1 \cdot 10^{-3}$; $n = 3,8 \cdot 10^{-3}$; $p = 27,29 \cdot 10^3 \text{ MPa}$
Voce	$k_{f0} = 131,8 \text{ MPa}$; $\sigma_\infty = 375,7 \text{ MPa}$; $m = 11,74$
Hockett-Sherby	$k_{f0} = 131,8 \text{ MPa}$; $\sigma_\infty = 415,6 \text{ MPa}$; $m = 5,62$; $n = 0,81$

2.1.4 Fließbedingung

Um den Zeitpunkt des plastischen Fließens für die einachsigen Spannungszustände zu bestimmen, reicht ein direkter Vergleich der aktuellen Spannung σ mit der Fließspannung k_f aus. Dreidimensionale Spannungszustände erfordern jedoch allgemeiner formulierte Beziehungen. Eine Fließbedingung

$$f(\boldsymbol{\sigma}) - k_f = 0 \quad (2.15)$$

ist notwendig, um festzustellen, ob ein bestimmter Spannungszustand $\boldsymbol{\sigma}$ zur plastischen Formänderung eines Werkstoffes führt. Plastische Formänderung tritt nur dann ein, wenn der Wert für $f(\boldsymbol{\sigma})$ die Fließspannung k_f erreicht. Der elastische Bereich wird von dem Zustand $f(\boldsymbol{\sigma}) < k_f$ repräsentiert. Eine Situation, in der $f(\boldsymbol{\sigma})$ größere Werte als k_f annimmt, ist nicht möglich. Höhere Spannungen können bei dieser Formulierung nur durch die Steigerung der Fließspannung k_f erreicht werden.

Für Metalle werden häufig die isotropen Fließbedingungen nach Tresca (1864) und von Mises (1913) verwendet. Das Schubspannungskriterium nach Tresca sagt plastisches Fließen in Abhängigkeit der größten Schubspannung τ_{max} voraus. Die Fließbedingung lautet demnach

$$2\tau_{max} - k_f = \sigma_{max} - \sigma_{min} - k_f = 0, \quad (2.16)$$

wobei σ_{max} die größte und σ_{min} die kleinste Hauptspannung ist. Das Fließkriterium nach von Mises berücksichtigt im Gegensatz dazu alle auftretenden Hauptschubspannungen. Hierbei wird angenommen, dass plastisches Fließen durch

$$\sqrt{3J_2} - k_f = 0 \quad (2.17)$$

bedingt wird, wobei J_2 die zweite Hauptinvariante des deviatorischen Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}'$ ist:

$$J_2 = \frac{1}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ji}. \quad (2.18)$$

Durch Ausmultiplizieren lässt sich die Fließbedingung nach von Mises mit den Spannungskomponenten in x, y, z -Richtung darstellen:

$$\sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)]} - k_f = 0. \quad (2.19)$$

Weitere Darstellungsformen sind mit den Hauptspannungskomponenten $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ oder den Hauptschubspannungen τ_1, τ_2, τ_3 möglich:

$$\sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} - k_f = 0 \quad (2.20)$$

$$\sqrt{\frac{1}{2} (\tau_1^2 + \tau_2^2 + \tau_3^2)} - k_f = 0 \quad (2.21)$$

Die Fließbedingungen nach Tresca (1864) und von Mises (1913) lassen sich im zweidimensionalen Hauptspannungsraum durch die Fließortkurve visualisieren.

Bild 2.2 zeigt den Vergleich dieser beiden Fließortkurven. Das Fließkriterium nach von Mises stellt eine Ellipse dar, während Tresca ein Sechseck erzeugt. Beide Kriterien nehmen den gleichen Wert an, wenn zwei der drei Hauptspannungen identisch sind. Der Bereich innerhalb einer Fließkurve repräsentiert die elastische Belastung, die Kurve selbst kennzeichnet die erforderlichen Spannungen für eine plastische Umformung. Bei einer Verallgemeinerung in den dreidimensionalen Spannungsraum wäre das von-Mises-Fließkriterium eine zylindrische Fließfläche, dessen Mittelachse mit der Raumdiagonale übereinstimmt.

2.1.5 Anisotropie

Durch die Fertigungsprozesse können metallische Werkstoffe eine Richtungsabhängigkeit aufweisen. Blechwerkstoffe sind daher oftmals durch den Walzvorgang anisotrop. Ein Maß für die Anisotropie von Blechen ist der sogenannte Lankford-Koeffizient r , der aus dem Flach-Zugversuch (vgl. Abschnitt 2.2.1) ermittelt werden kann.

$$r = \frac{\varphi_b}{\varphi_t} \quad (2.22)$$

Für den isotropen Fall weist eine Zugprobe dieselbe Formänderung in Breitenrichtung φ_b und Dickenrichtung φ_t auf, womit r den Wert 1 annimmt. Häufig werden mit r_0 , r_{45} und r_{90} die Lankford-Koeffizienten in Walzrichtung, im 45°-Winkel und quer zur Walzrichtung ermittelt. Aus diesen Werten lassen sich die ebene Anisotropie mit

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (2.23)$$

und die senkrechte Anisotropie mit

$$r_n = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (2.24)$$

bestimmen. Die in Abschnitt 2.1.4 erwähnten Fließkriterien nach Tresca und von Mises nehmen isotropes plastisches Verhalten an. Um die Anisotropie zu berücksichtigen, schlug Hill (1948) ein neues Fließkriterium vor. Dabei wurde die Annahme nach von Mises um Koeffizienten erweitert und modifiziert:

$$f_{\text{Hill}} = H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + 2(N\tau_{xy}^2 + L\tau_{yz}^2 + M\tau_{xz}^2) = 1. \quad (2.25)$$

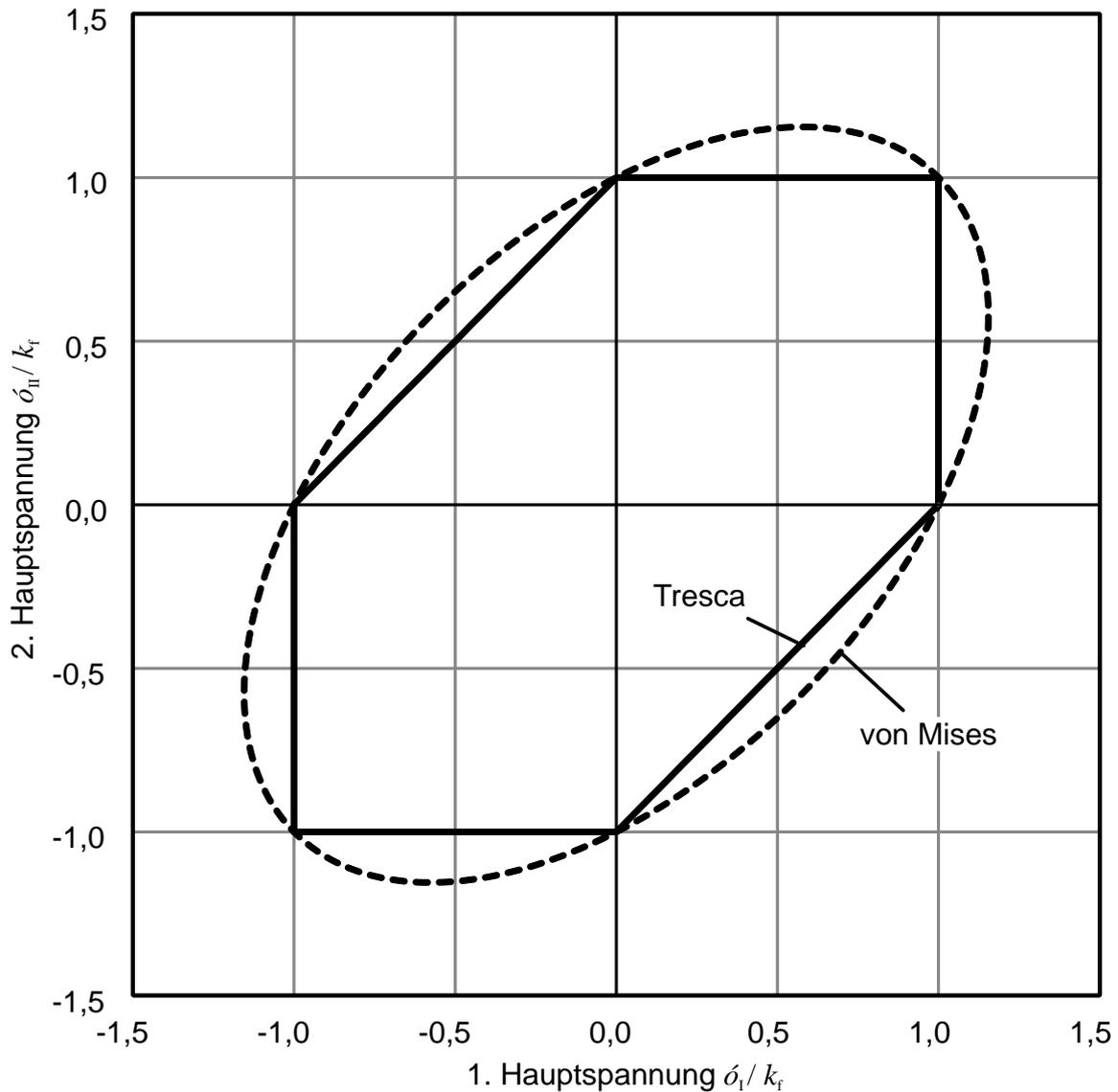


Bild 2.2: Vergleich der Fließortkurven nach Tresca und nach von Mises

Für die Blechumformung, bei der nur Spannungen in der x, y -Ebene auftreten, lässt sich die Fließbedingung zu

$$f_{\text{Hill-2D}} = (G + H)\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (H + F)\sigma_y^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (2.26)$$

vereinfachen. Unter Annahme einer assoziierten Fließregel und durch einige hier nicht weiter ausgeführte Umrechnungen kann die Fließbedingung nach Hill im zwei-dimensionalen Zustand mit

$$\sigma_x^2 - \frac{2r_0}{1+r_0}\sigma_x\sigma_y + \frac{r_0+r_{90}}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_y^2 + \frac{r_0+r_{90}}{r_{90}(1+r_0)}(2r_{45}+1)\tau_{xy}^2 = \sigma_0^2 \quad (2.27)$$

berechnet werden, wobei σ_0 die Fließspannung aus dem Zugversuch in Walzrichtung ist (Banabic et al., 2000b, S.130ff). Neben der Fließbedingung nach Hill (1948) existieren zahlreiche andere Ansätze zur Beschreibung anisotropen Fließens. Hill selbst hat Weiterentwicklungen seines ursprünglichen Kriteriums vorgestellt (beispielsweise Hill, 1990). Weitere bekannte Kriterien für die Blechumformung sind BBC2000 von Banabic et al. (2000a) und YLD2000-2D von Barlat et al. (2003), die für den ebenen Spannungszustand formuliert sind. Die erforderlichen Kennwerte dieser Modelle werden hauptsächlich durch einachsige Zugprüfungen und gegebenenfalls durch einen biaxialen Zugversuch ermittelt.

2.1.6 Kinematische Verfestigung

Bauschinger (1881) zeigte, dass die Fließspannung nach einer Lastumkehr niedriger liegt als der letzte Spannungswert während der zunächst monotonen Belastung. Dieser sogenannte „Bauschinger-Effekt“ lässt sich nicht mit der isotropen Verfestigung abbilden, bei der angenommen wird, dass plastische Arbeit zu einem gleichmäßigen Anstieg der Fließspannung in allen Richtungen führt. **Bild 2.3** (links) zeigt am Beispiel eines einachsigen Spannungs-Dehnungsverlaufs den Einfluss der kinematischen Verfestigung. Ein isotrop verfestigender Werkstoff würde die gleiche Fließspannung k_{fl} vor und nach dem elastischen Bereich der Lastumkehr zeigen. Stattdessen beginnt die plastische Umformung im Druckbereich deutlich früher, bei $\sigma = -k_{fkin}$. Wenn die Fließspannungen vor und nach der Lastumkehr zueinander in Relation gesetzt werden, lässt sich ein Koeffizient des Bauschinger-Effekts mit

$$\alpha = \frac{k_{fkin}}{k_{fl}} \quad (2.28)$$

definieren. Im Fall isotroper Verfestigung gilt $\alpha = 1$, und bei kinematischer Verfestigung werden kleinere Werte mit $\alpha < 1$ festgestellt. Es wird angenommen, dass die Ursachen für eine solche Abnahme des Fließwiderstandes in der Mikrostruktur liegen. Versetzungen, die sich während plastischer Deformation bilden, werden in ihrer Bewegung an den Korngrenzen behindert. Dies stellt einen wesentlichen Beitrag zur Verfestigung dar. Bei einer Lastumkehr können sich die aufgestauten Versetzungen in gewissem Maße entzerren, was weniger Spannung erfordert (Hasegawa et al., 1975). Weiterhin können Legierungen mit mehreren mikrostrukturellen Phasen, die sich in ihrer jeweiligen Festigkeit bzw. Fließspannung unterscheiden, zu einem ähnlichen Ergebnis führen (Perdahcioğlu und Geijselaers, 2011).

Eine Veranschaulichung ist auch hier anhand der Fließortkurven im zweidimensionalen Spannungsraum möglich (siehe **Bild 2.3** rechts). Während die isotrope Verfestigung eine Aufweitung der Fließortkurve in allen Richtungen darstellt, kommt bei der kinematischen Verfestigung eine Verschiebung des Mittelpunkts der Fließ-

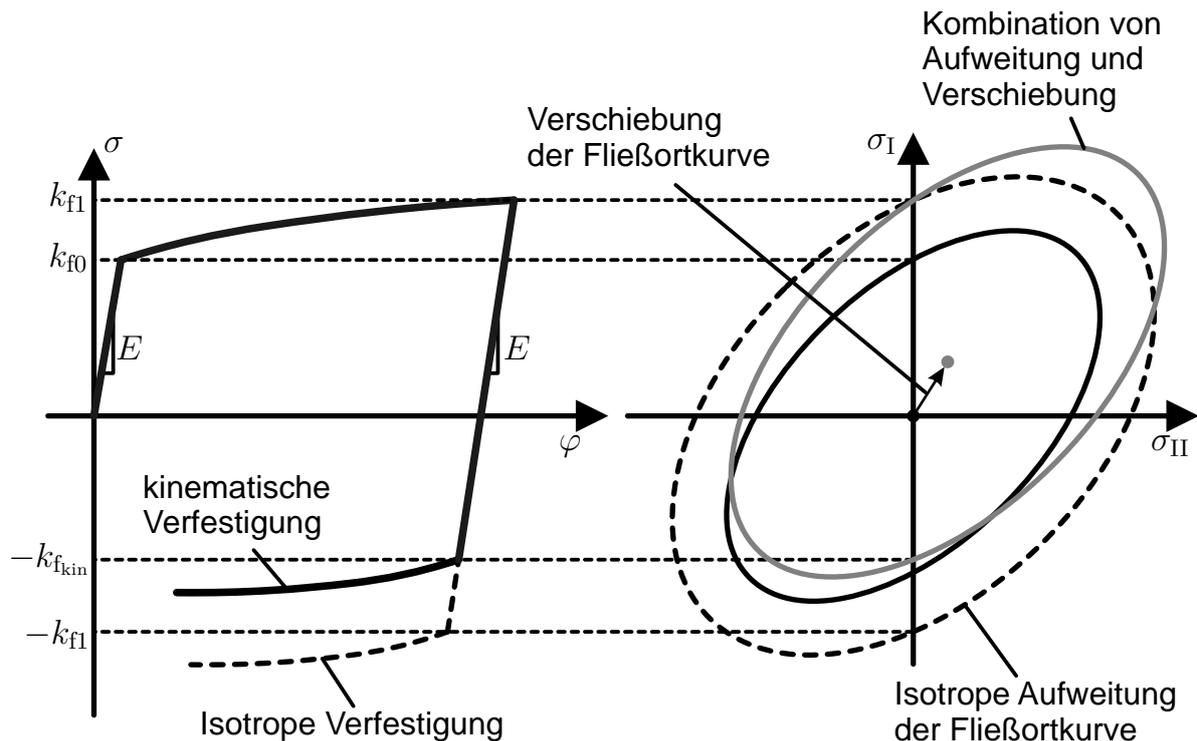


Bild 2.3: Der Bauschinger-Effekt als Folge der kinematischen Verfestigung

fläche hinzu. Ein Idealfall wäre die rein kinematische Verfestigung, bei der die Fließortkurve nicht vergrößert wird, sondern nur vom Ursprung verschoben ist. In der Realität wird häufig ein kombinierter Ansatz gewählt, bei dem beide Einflüsse zusammenwirken. Das bedeutet eine Aufweitung der Fließortkurve und gleichzeitig eine Verschiebung und/oder Drehung. Der Bauschinger-Effekt ist dabei nicht das einzige Merkmal der kinematischen Verfestigung. Abhängig vom Werkstoff kann bei einem Lastrichtungswechsel auch eine sanfte Rückplastifizierung (beispielsweise bei Dualphasenstählen) oder eine vorübergehende Verfestigungsstagnation (beispielsweise bei niedriglegierten Stählen oder Kupferlegierungen) auftreten (Yoshida und Uemori, 2002). Hasegawa et al. (1975) führen den sanften Übergang nach der Lastumkehr auf mikrostrukturelle Effekte zurück, in denen ein Teil der während der Vordehnung entstandenen Zellwände und Subkorn Grenzen instabil auf die Lastumkehr reagieren. Ähnliche Effekte sind nach Christodoulou et al. (1986) ebenfalls für die Verfestigungsstagnation verantwortlich.

Zur Beschreibung des kinematischen Verfestigungsverhaltens existieren zahlreiche Modelle in der Literatur, die sich in zwei Gruppen einteilen lassen. Ansätze nach Ziegler (1959) mit linearer Verfestigung, Frederick und Armstrong (2007) mit zwei Termen und Chaboche (1986) mit mehreren Paaren von Verfestigungstermen arbeiten mit einer einzelnen Fließfläche. Den Ansatz, die kinematische Verfestigung durch mehrere Fließflächen oder Grenzflächen zu modellieren, wurde von Mróz

(1967) erstmalig verfolgt. Yoshida und Uemori (2002) stellten ein kinematisches Verfestigungsmodell mit zwei Fließflächen vor, das sowohl Verfestigungsstagnation als auch sanfte Übergänge nach der Lastumkehr abbilden kann und aufgrund dieser Eigenschaft häufig angewendet wird. Zur Ermittlung entsprechender Kennwerte können verschiedene Versuche mit Lastumkehr durchgeführt werden. Eine Übersicht hierzu befindet sich in Abschnitt 2.3.

2.1.7 Formänderungsvermögen und Schädigung

Die Standard-Vorgehensweise zur Versagensanalyse bei der Blechumformung ist das Grenzformänderungsdiagramm nach Keeler (1965) bei biaxialen Zugbelastungen und Goodwin (1968) bei Zug-Druck-Belastungen. Dabei werden die auftretenden Hauptumformgrade mit einer experimentell oder rechnerisch bestimmten Grenzformänderungskurve verglichen (siehe **Bild 2.4**). Das Ergebnis der Umformsimulation wird für jedes Element nach den beiden Hauptformänderungen in der Blechebene aufgetragen. Liegt eine lokale Dehnung über dieser Kurve, so ist das Formänderungsvermögen an dieser Stelle überschritten. Die Folge wäre in der Regel eine Einschnürung oder Rissbildung bei sprödem Verhalten. Diese Methode hat sich in den vergangenen Jahren bewährt, doch ist die Grenzformänderungskurve von Faktoren wie Blechdicke, Umformgeschwindigkeit und Anisotropie abhängig. Darüber hinaus liefert das Grenzformänderungsdiagramm keine aussagekräftigen Ergebnisse bei Biegeoperationen oder Umformhistorien mit Lastrichtungswechsel (Altan und Tekkaya, 2012, S. 48-51).

Als Alternative bietet die Schädigungsmechanik eine umfassendere Möglichkeit, das Versagen bei plastischer Umformung vorherzusagen. Die Grundidee hierbei liegt in der Abbildung der mikrostrukturellen Mechanik von Leerstellen, Mikrorissen und Einschlüssen im Hinblick auf die globale Rissbildung. Diese mikrostrukturelle Entwicklung kann mithilfe mathematischer Ansätze beschrieben werden, welche die Abhängigkeit von Dehnungs- und Spannungshistorie berücksichtigen. Allgemein lässt sich somit ein Kriterium für die Schädigung mit

$$D = \int f(\boldsymbol{\sigma}) d\varphi \quad (2.29)$$

angeben. Dabei entspricht D einem Indikator für das Ausmaß der Schädigung, welches von dem Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ und der plastischen Deformation φ abhängt. Rice und Tracey (1969) schlugen einen Ansatz vor, bei dem die Entwicklung der Schädigung D als eine Funktion der sogenannten Triaxialität und des Dehnungskrements $d\varepsilon_{pl}$ dargestellt ist. Weiterentwickelte Schädigungsmodelle koppeln das Verhalten der Plastizität an die Schädigung und basieren zusätzlich auf mikro-

strukturellen Größen wie beispielsweise der Porosität (Gurson, 1975) oder phänomenologischen Beobachtungen (Lemaitre, 1985). Die Triaxialität

$$\eta = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} \quad (2.30)$$

als Verhältnis des hydrostatischen Drucks σ_h (siehe **Gleichung 2.11**) zur Vergleichsspannung σ_v ist eine der entscheidenden Größen bei der Rissentstehung. Häufig wird als Kriterium für die Vergleichsspannung der Ansatz nach von Mises (1913) entsprechend **Gleichung 2.19** oder **2.20** verwendet. Das duktile Versagen ist dabei von der spröden Rissbildung zu unterscheiden, da unter Scherbelastungen vorhandene Leerstellen nicht anwachsen wie bei Normalbeanspruchungen durch Längung des Werkstoffes (Bao und Wierzbicki, 2004). Stattdessen sind die Interaktionen mit Einschlüssen und Fremdatomen von Bedeutung, insbesondere wenn diese Einschlüsse eine höhere Festigkeit als die Grundmatrix vorweisen. In diesem Fall können Scherdeformationen zu einer Rissbildung führen, welche sich mit weiteren Mikrorissen verbinden können. Die Modellierung eines solchen Verhaltens ist mithilfe der Finiten-Elemente-Methode für Umformoperationen möglich (Li et al., 2010). **Bild 2.5** zeigt den Verlauf der plastischen Dehnung bis zum Bruch in Abhängigkeit von der Triaxialität nach einem Kriterium von Bao und Wierzbicki (2004). Dabei wird für Druckspannungen ein hohes Umformvermögen vorhergesagt, während für mehrachsige Zugspannungen das Versagen früher eintritt. Bemerkenswert

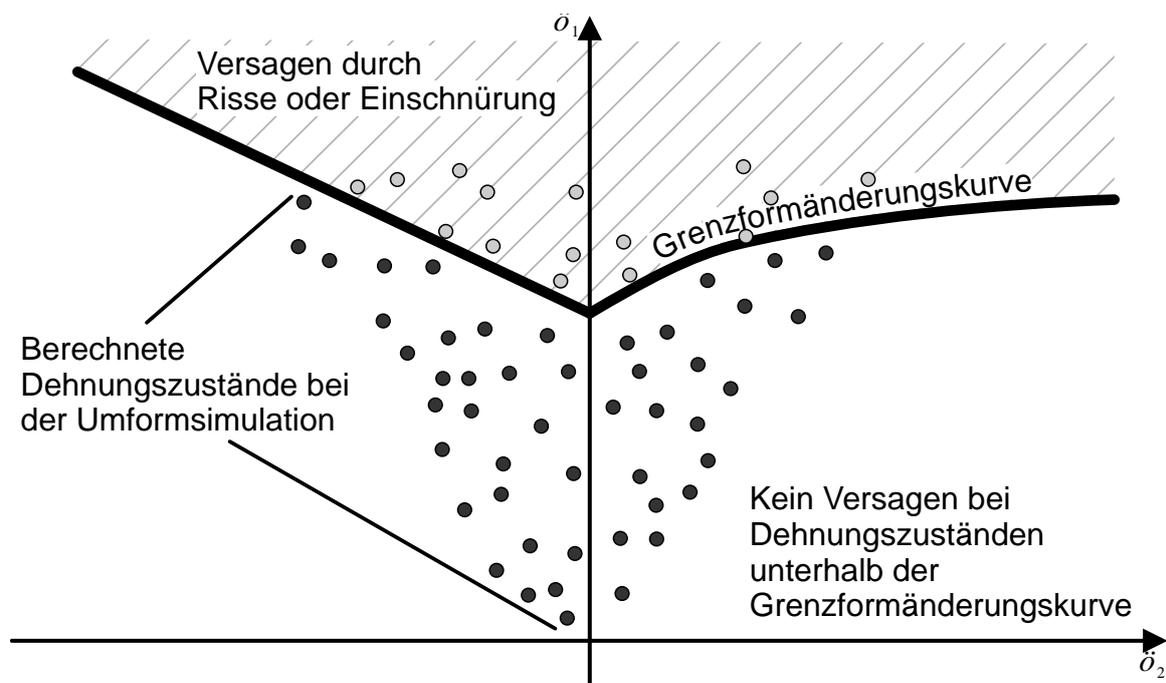


Bild 2.4: Prinzip einer Grenzformänderungsanalyse bei der numerischen Simulation von Blechumformprozessen

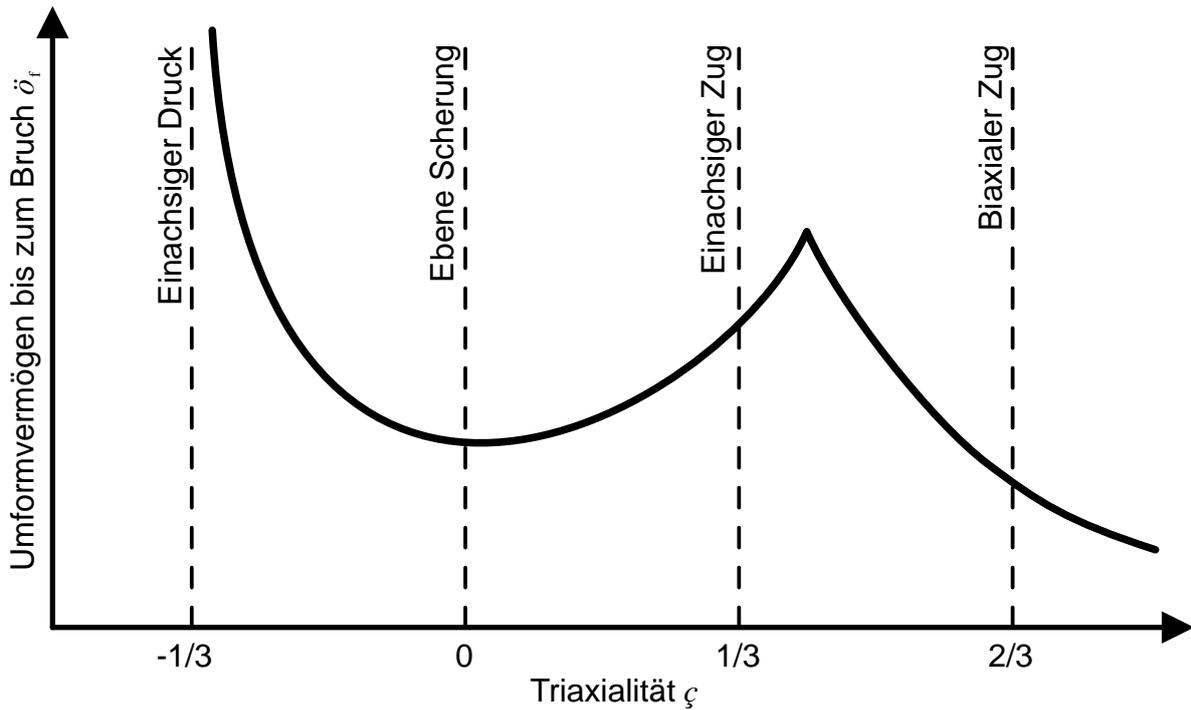


Bild 2.5: Qualitativer Verlauf des Formänderungsvermögens in Abhängigkeit von der Triaxialität nach Bao und Wierzbicki (2004)

ist ein lokales Minimum der ertragbaren Dehnung bei Triaxialität $\eta = 0$, was dem Zustand der ebenen Scherung entspricht.

In verschiedenen Arbeiten, beispielsweise von Wierzbicki et al. (2005), wird die Abhängigkeit der Schädigung von einem weiteren Maß, dem Lode-Parameter, analysiert. Dieser wird mit

$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = \frac{3(\sigma_2 - \sigma_h)}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (2.31)$$

aus den drei Hauptspannungen $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ berechnet und zeigt an, ob die jeweilige Belastung eher axialsymmetrisch ist oder dominierende Anteile der Scherung aufweist. **Tabelle 2.3** zeigt Werte für die Triaxialität und den Lode-Parameter für verschiedene Spannungszustände in der Blechumformung. Es fällt auf, dass die ebenen Spannungszustände nicht anhand ihres Lode-Parameters eindeutig identifiziert werden können, während es mit der Angabe der Triaxialität möglich ist.

Mit der Abhängigkeit der Schädigung von der Triaxialität η und dem Lode-Parameter L kann **Gleichung 2.29** auch in der Form von

$$D = \int f(\eta, L) d\varphi \quad (2.32)$$

Tabelle 2.3: Triaxialität und Lode-Parameter für verschiedene Spannungszustände in der Blechumformung

Spannungszustand	Hauptspannungen	η	L
Einachsiger Zug	$\sigma_1 = k_f; \sigma_2 = 0; \sigma_3 = 0$	$\frac{1}{3}$	-1
Biaxialer Zug	$\sigma_1 = k_f; \sigma_2 = k_f; \sigma_3 = 0$	$\frac{2}{3}$	1
Einachsiger Druck	$\sigma_1 = 0; \sigma_2 = 0; \sigma_3 = -k_f$	$-\frac{1}{3}$	1
Zweiachsiger Druck	$\sigma_1 = 0; \sigma_2 = -k_f; \sigma_3 = -k_f$	$-\frac{2}{3}$	-1
Scherung	$\sigma_1 = k; \sigma_2 = 0; \sigma_3 = -k$	0	0

ausgedrückt werden. Im Idealfall der proportionalen Belastung, das heißt bei einem linearen Verlauf von φ , sind η und L konstant, sodass die Integration durch eine Multiplikation ersetzt werden kann. Zum Zeitpunkt des Versagens kann die Schädigung dann in der einfachen Form mit

$$D_f = f(\eta, L) \cdot \varphi_f \quad (2.33)$$

angegeben werden. Die entsprechende Kennwertermittlung würde dann leichtfallen, sofern die Experimente die Voraussetzung der proportionalen Belastung erfüllen.

2.2 Methoden zur Fließkurvenermittlung für Blechwerkstoffe

Die vorangegangenen Abschnitte beschreiben verschiedene Aspekte des Werkstoffverhaltens während der plastischen Umformung. Für die Anwendung der Werkstoffmodelle in der numerischen Simulation sind entsprechende Kennwerte erforderlich. Dazu existiert eine Reihe von Prüfverfahren, die zur Charakterisierung des Werkstoffes eingesetzt werden. Eine grafische Übersicht für die Blechumformung relevanter Prüfverfahren befindet sich in **Bild 2.6**. Hier sind die bekannten und gängigen Versuche unter Zuordnung ihres idealen Spannungszustandes an einer Fließortkurve symbolisch dargestellt. Bei einer Unterteilung des Hauptspannungsraums in vier Quadranten stellt der erste Quadrant den Bereich des zweiachsigen Zugspannungszustandes dar. Dementsprechend ist der einachsige Zugversuch an der σ_I - und σ_{II} -Achse dargestellt. Als weitere Versuche im ersten Quadranten der Fließortkurve sind der Kreuzzugversuch, der hydraulische Tiefungsversuch und der Schichtstauchversuch zu nennen. Analog dazu sind im dritten Quadranten die Prüfverfahren mit Druckbelastungen in der Blechebene angeordnet. Obwohl dünne Bleche zur Beulung neigen, existieren auch hierzu einige experimentelle Möglichkeiten

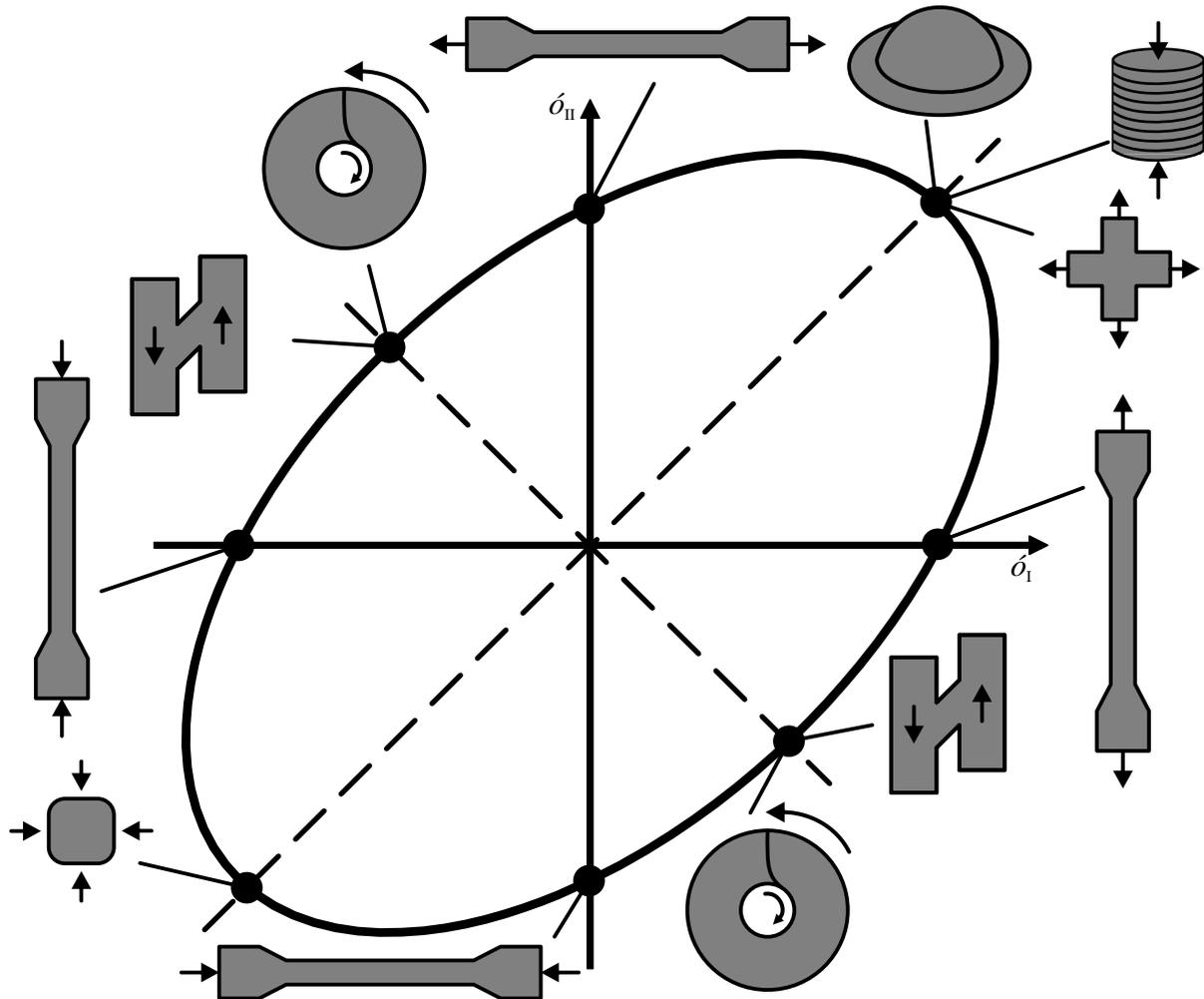


Bild 2.6: Übersicht der Blechprüfverfahren zur Ermittlung plastischer Kennwerte und Zuordnung des jeweiligen Spannungszustandes

durch Druckversuche. Belastungen mit jeweils einer positiven und einer negativen Hauptspannung werden mit dem zweiten und vierten Quadranten der Fließortkurve repräsentiert. Dazu gehören neben dem ebenen Torsionsversuch zahlreiche Varianten des Scherversuchs. Weiterhin existieren zahlreiche experimentelle Methoden zur Ermittlung des Formänderungsvermögens (vgl. Abschnitt 2.1.7). Im Folgenden sollen jeweils die Durchführung und Auswertung der bekanntesten Blechprüfverfahren kurz erläutert werden.

2.2.1 Einachsiger Zugversuch

Bild 2.7 zeigt die Geometrie einer Flachzugprobe. Die beiden einzuspannenden Enden sind breiter gestaltet, um die Dehnung während der Zugbelastung im mittleren Abschnitt der Probe zu erzielen. Zur Auswertung wird ein Abschnitt der Probe mit der Probenbreite b_0 , Anfangsmesslänge l_0 und Probendicke t_0 herangezogen.

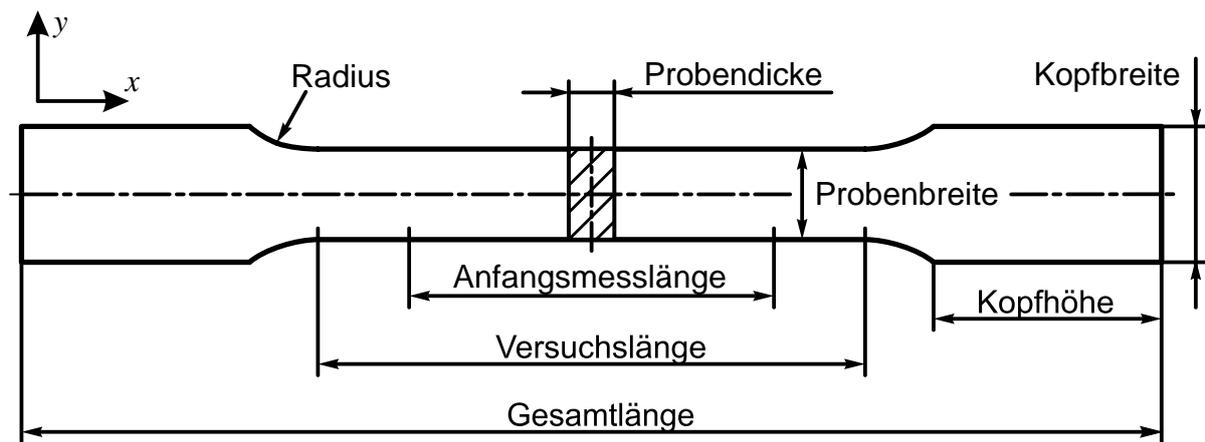


Bild 2.7: Flachzugprobe

Die Zugspannung σ_x als einzige Spannungskomponente ergibt sich aus:

$$\sigma_x = \frac{F_{\text{Zug}}}{A} \quad (2.34)$$

mit der Zugkraft F_{Zug} und der aktuellen Querschnittsfläche

$$A = b \cdot t \neq A_0 = b_0 \cdot t_0, \quad (2.35)$$

welche aus der momentanen Probenbreite b und Probendicke t berechnet wird. Aus der Fließregel folgt ein dreidimensionaler Formänderungszustand. Durch die Messung der Längenänderung und der Breitenänderung können über die Volumenkonstanz die drei Hauptformgrade berechnet werden mit

$$\varphi_x = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right); \quad \varphi_y = \ln\left(\frac{b}{b_0}\right); \quad \varphi_z = -(\varphi_x + \varphi_y). \quad (2.36)$$

Die Homogenität von Spannung und Dehnung sowie ihre einfache Berechnung sind die größten Vorteile des einachsigen Zugversuchs. In vielen Bereichen der Werkstoffprüfung gilt der einachsige Zugversuch daher als Standard. Es können sowohl flache Blechproben als auch massive Rundproben geprüft werden. Probenform, Durchführung und Auswertung sind beispielsweise in DIN 50125 und DIN EN ISO 6892-1 genormt. Technische Werkstoffkennwerte wie Elastizitätsmodul E , Streckgrenze R_e bzw. $R_{p0,2}$, Zugfestigkeit R_m , Bruchdehnung A und Gleichmaßdehnung A_g werden aus dem Zugversuch bestimmt. Für die Umformtechnik sind insbesondere die Fließkurve mit der Anfangsfließspannung k_{f0} und die Lankford-Parameter r_0, r_{45} und r_{90} interessant.

Ein Nachteil des einachsigen Zugversuchs ist die Instabilität durch Einschnürung. Diese führt zu einer Lokalisierung der Deformation in einem eng begrenzten Einschnürbereich und zum Riss. Der Spannungszustand in der Einschnürung wird durch die Kerbwirkung mehrachsig, sodass eine Auswertung nicht mehr möglich ist. Bei gängigen Stahl- und Aluminiumlegierungen kann der Zugversuch somit nur maximal einen Umformgrad φ von ca. 0,2 bis 0,3 erreichen. Höchstfeste Werkstoffe reißen oft schon bei deutlich geringeren Formänderungen von $\varphi < 0,1$. Die erreichbare Formänderung ist vom Verfestigungsverhalten abhängig.

2.2.2 Prüfverfahren unter zweiachsigen Zugspannungen

Umformprozesse führen in der Regel zu mehrachsigen Belastungen, sodass es nahe liegend ist, Werkstoffe auch unter vergleichbaren Zuständen zu prüfen. Zweiachsige Zugspannungen treten häufig beim Tiefziehen in der Zarge und im Boden auf. Diese Spannungszustände befinden sich im ersten Quadranten der Fließortkurve. Zwei spezielle Zustände in diesem Bereich sind dabei von besonderem Interesse. Der äquibiaxiale Zugspannungszustand beschreibt die „Spitze“ der Fließfläche und ist ein wichtiger Stützpunkt zur Beschreibung der Anisotropie. Auch der Zustand der ebenen Formänderung enthält aussagekräftige Informationen. Sie beschreibt den Spannungszustand, unter dem die zweite Hauptformänderung in der Ebene $\varphi_2 = 0$ ist. Die Ermittlung des plastischen Werkstoffverhaltens unter zweiachsigen Zugbelastungen kann mit verschiedenen Methoden durchgeführt werden. Im Folgenden sollen der hydraulische Tiefungsversuch, der Schichtstauchversuch, der Kreuzzugversuch und der Zugversuch mit ebenem Formänderungszustand kurz erläutert werden.

Hydraulischer Tiefungsversuch

Der hydraulische Tiefungsversuch, auch „Bulgetest“ genannt, wurde zuerst von Hill (1950) vorgestellt. Aufgrund der einfachen Durchführung hat der hydraulische Tiefungsversuch weite Verbreitung in der Blechcharakterisierung gefunden. Eine runde Blechprobe wird dabei am Außenrand festgehalten und von einer Seite über ein Medium, beispielsweise Öl, mit Druck belastet. Mit zunehmendem Druck wölbt sich die zunächst ebene Probe (siehe **Bild 2.8**). Da kein Werkstoff nachfließen kann, vermindert sich die Blechdicke während des Versuchs. Dadurch endet der Versuch nach einer gewissen Deformation durch einen Riss im Pol. Je nach Werkstoff kann dabei ein Umformgrad φ von bis zu 0,7 erreicht werden. Näherungsweise kann die Ausbeulung als kugelförmig angenommen werden. Die Stelle mit der höchsten Ausbeulung wird „Pol“ genannt. Bei isotropem Werkstoffverhalten sind die tangentialen und radialen Zugspannungskomponenten im Pol identisch, sodass der

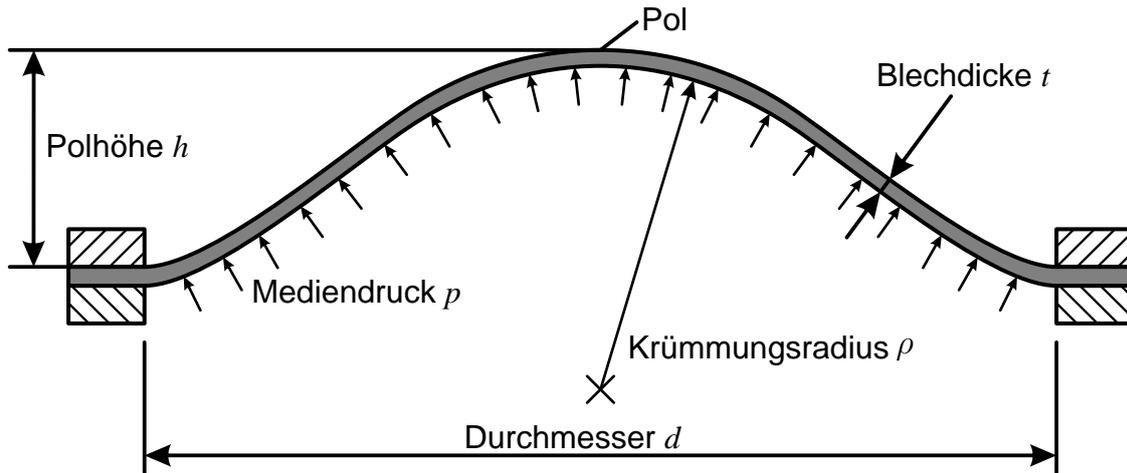


Bild 2.8: Prinzip des hydraulischen Tiefungsversuchs

äquibiaxiale Zugspannungszustand erreicht wird. Ferner wird die Spannungskomponente normal zur Blechebene σ_z aufgrund der geringen Blechdicke vernachlässigt. Durch die Membrantheorie lässt sich die Spannung mithilfe des Krümmungsradius' ρ und des Innendrucks p mit

$$\sigma_{\psi\psi} = \sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{2} \cdot \frac{p \cdot \rho}{t} \quad (2.37)$$

berechnen, wobei t die Blechdicke ist und die Meridian- bzw. Tangentialrichtung mit den Indizes ψ bzw. θ angegeben werden. Der Umformgrad berechnet sich aus der Dickenabnahme am Pol mit

$$\varphi = \ln \left(\frac{t_0}{t} \right). \quad (2.38)$$

Da zur damaligen Zeit die Bestimmung der Blechdicke und des Krümmungsradius während des Versuchs schwierig war, wurden Ansätze zu ihrer Berechnung aus der messbaren Polhöhe und dem Werkzeugdurchmesser d entwickelt. Hill (1950) schlug beispielsweise hierzu

$$\rho = \frac{\left(\frac{d}{2}\right)^2 + h^2}{2h} \quad \text{und} \quad (2.39)$$

$$t = t_0 \left(\frac{1}{1 + 4 \left(\frac{h}{d}\right)^2} \right)^2 \quad (2.40)$$

vor, indem eine Kugelform für die Aufwölbung angenommen wird. Diese Annahme ist nicht ganz korrekt, sodass ein Fehler in den berechneten Werten entsteht. Panknin (1959) entwickelte eine Gleichung zur Berechnung des Krümmungsradius,

indem zusätzlich noch der Kantenradius der Matrize berücksichtigt wird. Ansätze zur taktilen Messung des Krümmungsradius beim hydraulischen Tiefungsversuch wurden unter anderem von Ranta-Eskola (1979) vorgestellt. Atkinson (1997) schlug zudem eine Berechnungsmethode in Kombination mit einer taktilen Messung zur Ermittlung der Blechdicke vor. Mit der Verfügbarkeit optischer Dehnungsmesstechnik konnte die Versuchsauswertung dementsprechend angepasst werden, sodass eine berührungslose Messung der Krümmung erfolgen kann. Neben dem Radius können auch die Dehnungen direkt am Pol ermittelt werden, sodass die **Gleichungen 2.37** und **2.38** direkt angewendet werden können (Koç et al., 2011). Ein Nachteil des hydraulischen Tiefungsversuchs liegt in der Bestimmung der anfänglichen Fließspannung k_{f0} . Aufgrund der Entwicklung des Krümmungsradius von $\rho = \infty$ bei Beginn des Versuchs ist eine Auswertung schwierig. Zudem kann der Einfluss der Anisotropie bei diesem Versuch nicht ohne Weiteres berücksichtigt werden.

Biaxiale Zugversuche

Hannon und Tiernan (2008) geben eine Übersicht über die bekannten Versuchs- und Probenvarianten von biaxialen Zugversuchen. Die Probengeometrie besteht aus vier senkrecht zueinander angeordneten Armen, in deren Mitte sich die Umformzone befindet. Durch die gleichzeitige Zugbelastung in zwei Richtungen der Blechebene sollen zweiachsige Zugspannungszustände in der zentralen Umformzone erreicht werden. Aus der Literatur sind verschiedene Versuchsapparaturen, beispielsweise mit zwei hydraulischen Zylindern (Matsui et al., 1987), einer Gelenkinematik (Makinde et al., 1992) oder mittels Umlenkrollen (Merklein et al., 2008) bekannt. Es besteht die Möglichkeit, sowohl den äquibiaxialen Zugspannungszustand zu erzeugen, als auch alle Zustände bis zur einachsigen Zugbelastung gezielt einzustellen. Neben dem Aufwand der Steuerung, Regelung und Messung der Belastung liegen die Herausforderungen bei diesem Versuch in der Probengestaltung (Yu et al., 2002). Ohtake et al. (1999) benennen drei entsprechende Ansätze zur Probengestaltung (siehe **Bild 2.9**). Kerbspannungseffekte an den Ecken zwischen den Anbindungen der Arme können zu vorzeitigem Versagen der Probe führen. Aussparungen an den Ecken der Umformzone bewirken eine Verminderung der Kerbwirkung, führen jedoch zu starken Inhomogenitäten. Häufig wird die Reduzierung der Blechdicke im Zentrum oder eine Verstärkung der Zugarme verwendet, um die Deformation in der Umformzone zu konzentrieren und eine ungewollte Plastifizierung der Zugarme zu verhindern. Weiterhin muss sichergestellt werden, dass die Arme nicht die Deformation in der jeweiligen Querrichtung behindern. Zu diesem Zweck besteht die Möglichkeit, Schlitze in Längsrichtung der Zugarme einzubringen, um die Quersteifigkeit zu verringern. Canpolat (2013) schlug eine Probengeometrie mit angeschweißten Armpartien vor, um für Tiefziehstähle die Entwicklung der Fließ-

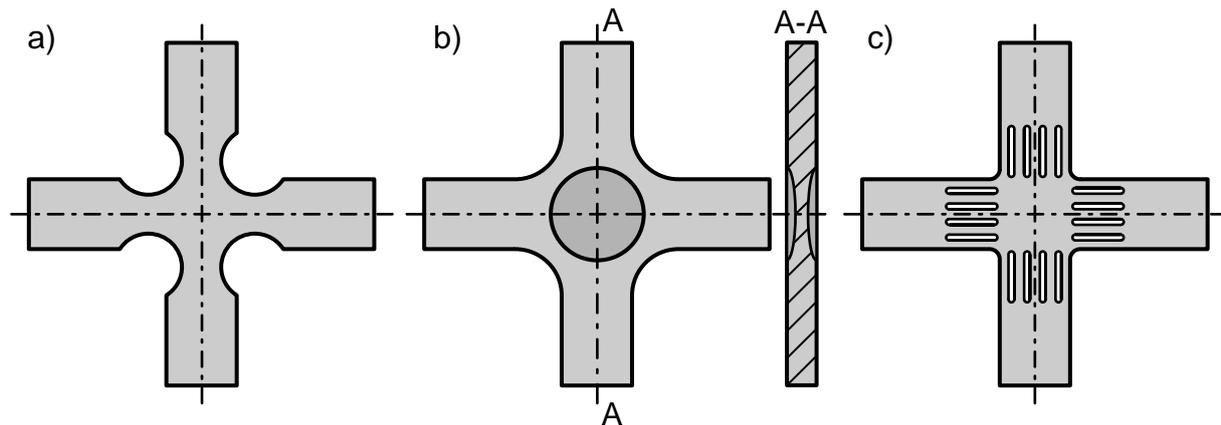


Bild 2.9: Varianten von Kreuzzugproben nach Ohtake et al. (1999): a) Aussparungen zur Verminderung der Kerbwirkung; b) Dehnungslokalisierung im Zentrum durch Blechdickenreduktion; c) Verringerte Behinderung der Deformation in Querrichtung durch geschlitzte Zugarme

ortkurve im ersten Quadranten mittels unterschiedlicher Belastungsverhältnisse zu untersuchen. Neben dem Nachteil des Versagens bei bereits vergleichsweise kleinen Deformationen ist die Steuerung und Regelung der Versuchskinematik ein aufwendiges Unterfangen. Durch die Notwendigkeit der Zentrierung der Umformzone ist eine umfangreiche Regelungstechnik und/oder eine komplizierte sowie sorgfältige Gestaltung von Spannwerkzeug und Probenarmen notwendig.

Schichtstauchversuch

Beim Schichtstauchversuch werden runde oder rechteckige Scheiben aus einer Blechplatte entnommen und übereinander angeordnet. Dieser Stapel wird in Blechdickenrichtung gestaucht (Kanetake et al., 1981). **Bild 2.10** zeigt das Versuchsprinzip und die Probengeometrien vor und nach der Umformung. Durch die Entwicklung der letzten Jahre gilt der Schichtstauchversuch als eine bewährte Methode zur Blechcharakterisierung (Alves et al., 2011). Eine anfängliche Stapelhöhe von h_0 mit dem Ausgangsdurchmesser d_0 wird durch eine Druckkraft F zu einer neuen Geometrie mit einer geringeren Höhe h_1 und einem größeren Durchmesser d_1 gestaucht. Im Idealfall, bei isotropen Werkstoffen und reibungslosem Stauchwerkzeug-Kontakt, bleiben die Kreisform und die gerade Seitenfläche erhalten. Es gilt

$$\boldsymbol{\sigma} \hat{=} \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -k_f \end{pmatrix} \quad (2.41)$$

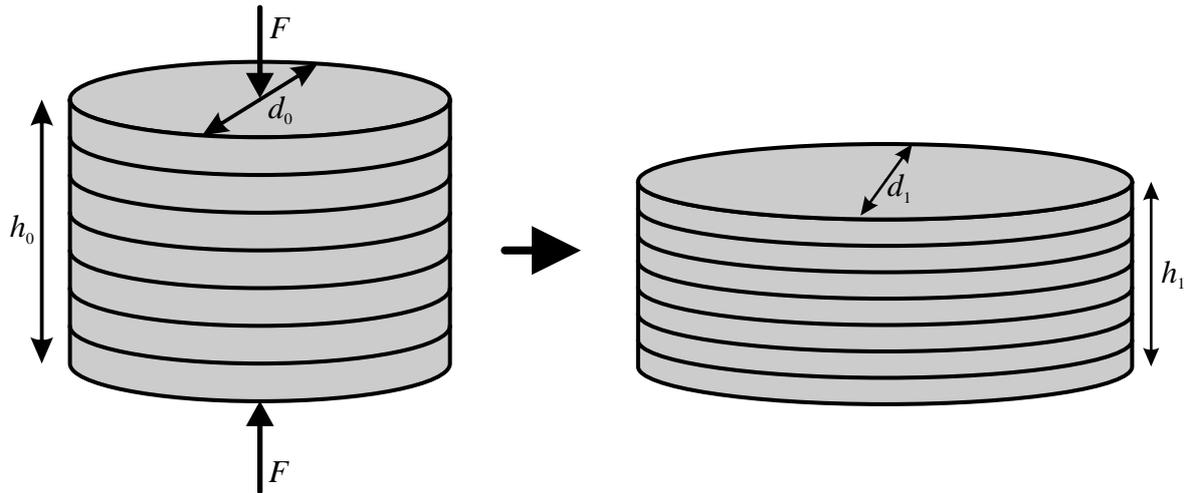


Bild 2.10: Deformation von gestapelten Blechplättchen im Schichtstauchversuch

für einachsige plastische Druckbeanspruchungen senkrecht zur Blechebene. Genau wie bei dem äquibiaxialen Zugspannungszustand

$$\boldsymbol{\sigma} \hat{=} \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_f & 0 & 0 \\ 0 & k_f & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (2.42)$$

führen beide Spannungszustände zu dem gleichen Spannungsdeviator

$$\boldsymbol{\sigma}' \hat{=} k_f \cdot \begin{pmatrix} \frac{1}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{3} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{2}{3} \end{pmatrix}. \quad (2.43)$$

Da der hydrostatische Spannungszustand keinen Einfluss auf das plastische Fließen nimmt, ist allein der Spannungsdeviator ausschlaggebend. Barlat et al. (1997) und Tian et al. (2004) zeigten die Anwendung des Schichtstauchversuchs zur Aufnahme von Fließkurven, die für den äquibiaxialen Zugspannungszustand aussagekräftig sind. Merklein und Kuppert (2009) betrachteten die Auswirkungen des anisotropen Fließens auf den Schichtstauchversuch. Außerdem lässt sich das Dehnungsverhältnis r_b mit diesem Versuch bestimmen. Dieser Versuch benötigt jedoch idealerweise Kontaktflächen ohne Reibung, da sonst kein einachsiger Druckzustand vorliegt. Dies kann jedoch in der Realität nicht vollständig garantiert werden. An und Vegter (2005) schlugen den Einsatz von Teflon-Folien vor, um dieses Problem zu mindern. Außerdem gestaltet sich die Dehnungsmessung schwierig. Bei Verwen-

dung der Stauchweges zur Berechnung des Umformgrades ist somit ebenfalls bei Reibung ein Fehler zu erwarten.

Zugversuch mit ebenem Formänderungszustand

Um den ebenen Formänderungszustand zu charakterisieren, kann eine Variante des Zugversuchs eingesetzt werden. Bei diesem Zugversuch mit ebenem Formänderungszustand werden Dehnungen in Breitenrichtung unterdrückt. Stattdessen soll die gesamte plastische Deformation in Zugrichtung durch eine Ausdünnung der Blechstärke realisiert werden. Der dabei auftretende Spannungszustand unterscheidet sich somit grundsätzlich vom einachsigen Zugversuch. Wagoner (1980) schlägt hierzu eine Geometrie der Zugprobe vor, bei der die Umformzone eine deutlich größere Breite als Höhe aufweist (siehe **Bild 2.11a**). Durch den hohen Widerstand in Breitenrichtung wird die entsprechende Dehnung verhindert. Aufgrund der Randeinflüsse ist die Spannungs- und Dehnungsverteilung an den Seiten der Umformzone inhomogen. An et al. (2004) zeigten die Möglichkeit, mit verschiedenen Probenbreiten die Spannung in Zugrichtung zu ermitteln, indem der Einfluss der Randinhomogenität konstant angenommen wird. Insbesondere für die Anpassung der Fließortkurve für anisotrope Werkstoffmodelle ist der Punkt der ebenen Formänderung interessant. Dieser repräsentiert im ersten Quadranten die beiden Stellen, in denen die Fließfläche die Steigung 0 bzw. unendlich hat (siehe

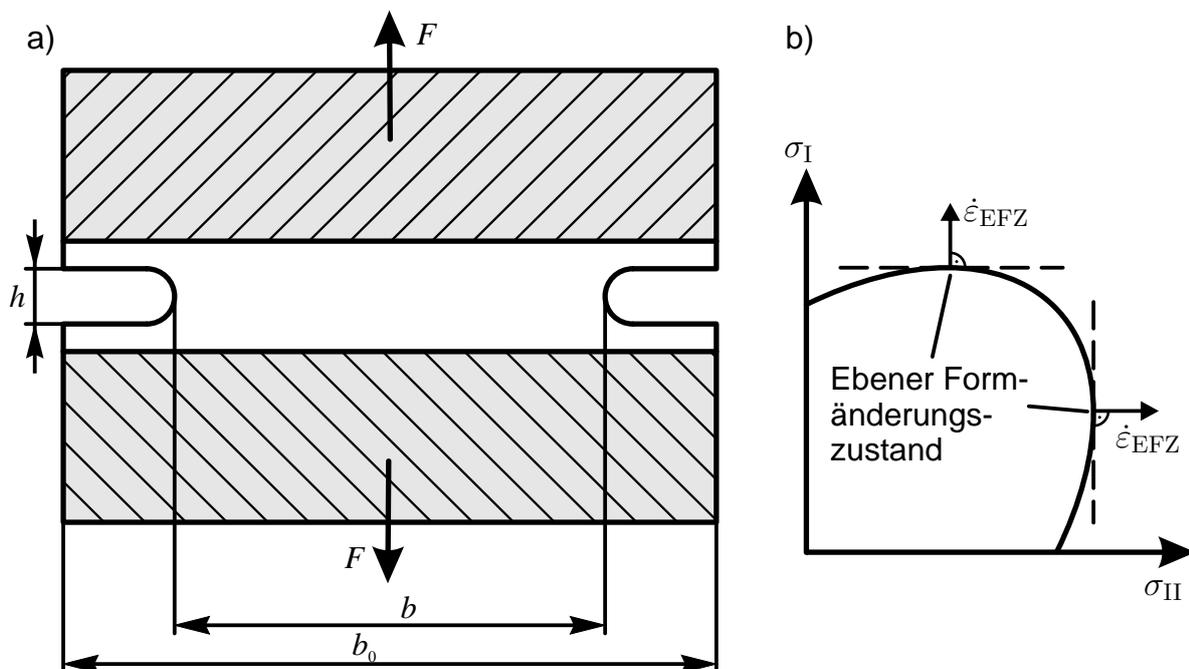


Bild 2.11: Zugversuch mit ebenem Formänderungszustand: **a)** Probengeometrie; **b)** Relevanz des ebenen Formänderungszustandes für die Fließortkurve

Bild 2.11b). Die Richtung der Formänderungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{\text{EFZ}}$ ist an diesen beiden EFZ-Punkten somit ebenfalls senkrecht bzw. waagrecht. Die Bestimmung der zweiten Zugspannungskomponente ist jedoch schwierig, da diese nicht gemessen werden kann. Somit kann zwar die Ausdehnung der Fließortkurve in σ_{I} - und σ_{II} -Richtung bestimmt werden, die jeweils andere Koordinate des ebenen Formänderungszustandes im Hauptspannungsraum bleibt jedoch unbekannt. Ähnlich wie bei biaxialen Zugversuchen tritt Versagen bereits bei relativ geringen Dehnungen in einer Zugprobe mit ebenem Formänderungszustand auf.

2.2.3 Scherversuche

Scherversuche sind für die Blechcharakterisierung weitverbreitet. In der Regel wird die Scherung durch eine geradlinige translatorische Bewegung erzeugt. Das Prinzip dieser sogenannten einfachen Scherung wird in **Bild 2.12a** dargestellt. Ein rechtwinkliges Element erfährt an der Ober- und Unterkante eine parallel zu den Kanten verlaufende Verschiebung, sodass ein Parallelogramm entsteht. Bei dem vorgegebenen Koordinatensystem wirkt eine Schubspannung τ_{xy} . Die anderen Normal- und Schubspannungskomponenten sind 0. In **Bild 2.12b** ist der Mohr'sche Spannungskreis für den Scherspannungszustand in der xy -Ebene dargestellt. Hieran lässt sich verdeutlichen, dass die Hauptspannungsrichtungen um 45° zur Richtung der Scherspannung rotiert sind. Die Hauptspannungen in der Ebene sind somit entgegengesetzt gleich groß. Im plastischen Zustand lässt sich der Spannungstensor für die einfache Scherung sowohl mit

$$\boldsymbol{\sigma} \hat{=} \begin{pmatrix} 0 & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{xy} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & k & 0 \\ k & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (2.44)$$

als auch in Form der Hauptspannungen mit

$$\boldsymbol{\sigma} \hat{=} \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k & 0 & 0 \\ 0 & -k & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (2.45)$$

darstellen. Dabei ist k die Scherfließspannung. Der Winkel η lässt sich in die Scherdehnung γ mit

$$\gamma = \tan(\eta) \quad (2.46)$$

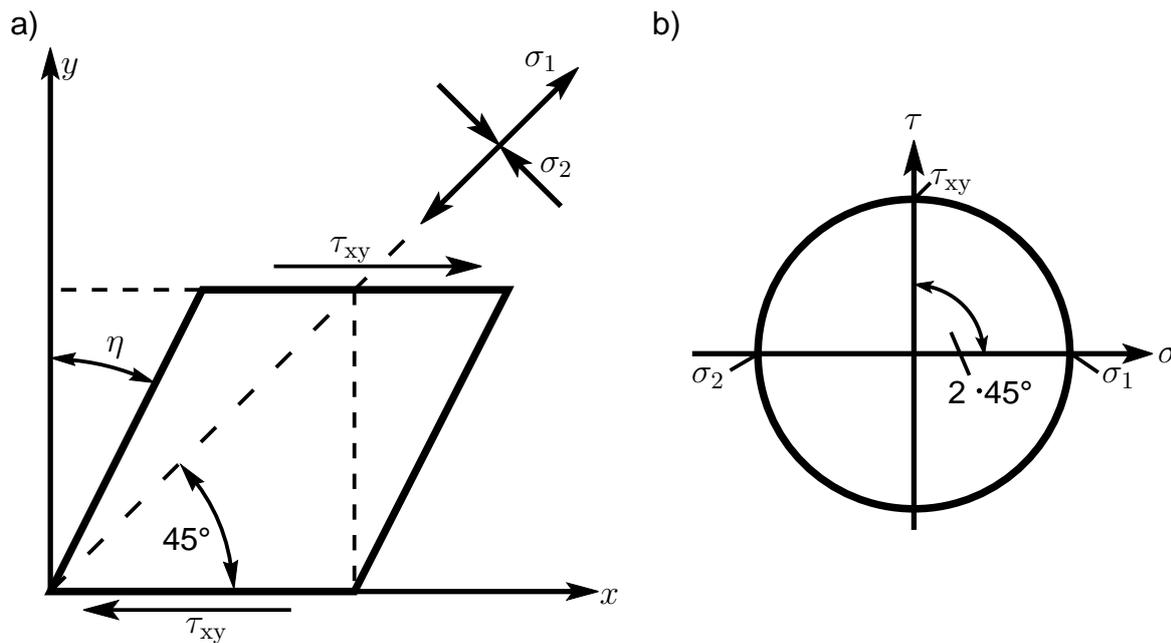


Bild 2.12: a) Einfache Scherung an einem rechteckigen Element; b) Mohr'scher Spannungskreis für den ebenen Scherspannungszustand

überführen. Bei kleinen Dehnungen kann näherungsweise

$$\gamma \approx \eta \quad (2.47)$$

angenommen werden. Shrivastava et al. (1982) zeigten, dass der Vergleichsumformgrad bei Scher- und Torsionsversuchen mit

$$\varphi_v = \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \quad (2.48)$$

berechnet werden kann. Tekkaya (1994) zeigte zudem, dass sich die Materialorientierungen mit zunehmender Verzerrung relativ zu der Belastungsrichtung verdrehen.

Bild 2.13 zeigt vier Varianten des Scherversuchs: Scherversuch nach Tekkaya (1980), den einseitigen Scherversuch, den Scherversuch nach ASTM-Norm (ASTM B831, 2005) und den Scherversuch nach Miyauchi (1984). Diese sollen im Folgenden kurz vorgestellt werden.

Einseitiger Scherversuch

Der einseitige Scherversuch ist eine naheliegende Methode zur Gestaltung eines ebenen Scherversuchs für Blechwerkstoffe. Dieser Versuch wurde unter anderem von Rauch (1998) und Bouvier et al. (2006) analysiert. Die Probe besteht aus zwei Ein-

spannbereichen und einer dazwischen liegenden Scherzone (vgl. **Bild 2.13a**). Die Durchführung eines solchen Versuchs entspricht somit der grundlegenden Idee eines Scherversuchs. Bei der experimentellen Umsetzung ist die Einspannung ein wichtiger Aspekt. Durch das entgegengesetzt gerichtete Kräftepaar, dessen Wirkungslinien parallel versetzt zueinander verlaufen, entsteht ein resultierendes Drehmoment. Um das Rutschen unter der Klemmung zu vermeiden, ist häufig eine aufwendige Gestaltung der Spannwerkzeuge notwendig. Ein wesentlicher Nachteil zum einachsigen Zugversuch ist die inhomogene Verteilung von Spannung und Dehnung innerhalb der Scherzone. Insbesondere nahe den Rändern entstehen Spannungsspitzen, welche die Rissbildung mit fortschreitender Deformation begünstigen. Auf diese Art und Weise ist die aus der Scherkraft und der Scherfläche ermittelte Schubspannung ein Mittelwert, welcher nicht genau die Spannungsverteilung beschreiben kann. In der Arbeit von Bouvier et al. (2006) wird daher empfohlen, die Abmessungen der Scherzone so auszulegen, dass ein möglichst hohes Verhältnis von Länge zu Breite entsteht. Optimalerweise soll ein Verhältnis von 10:1 gewährleistet sein, sodass der annähernd homogene Bereich in der Mitte der Scherzone über eine große Fläche verteilt ist.

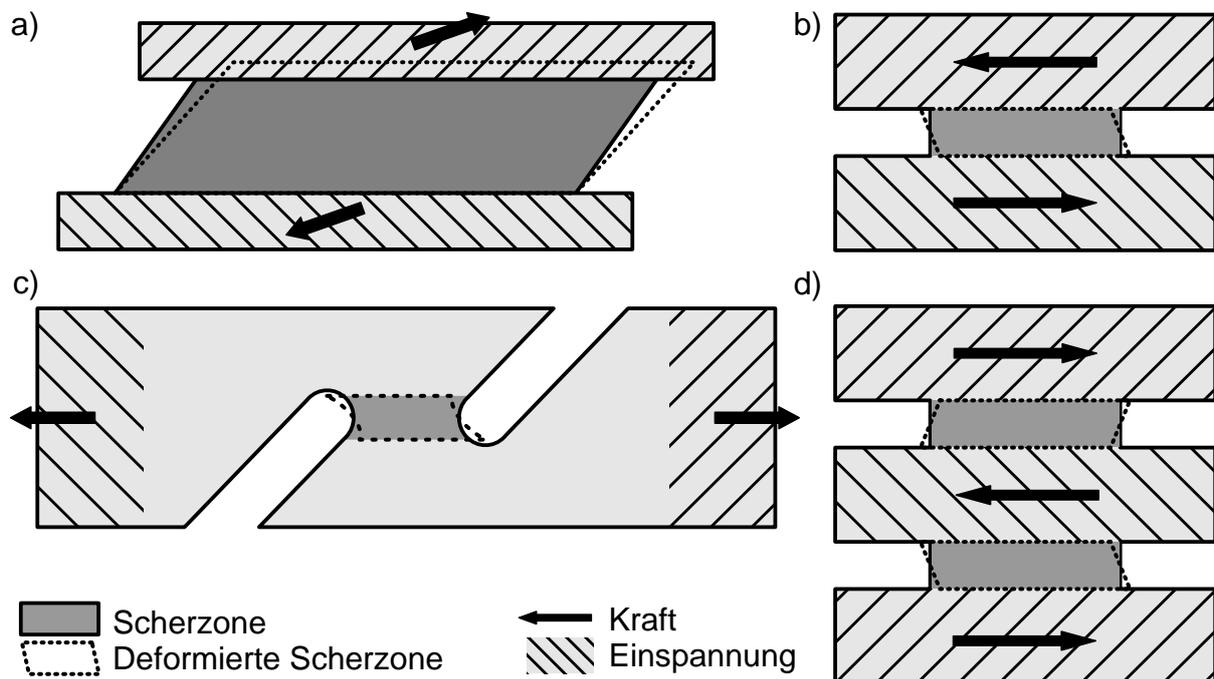


Bild 2.13: Scherversuche für Blechwerkstoffe: **a)** Scherversuch nach Tekkaya (1980); **b)** Einseitiger Scherversuch; **c)** Scherversuch nach ASTM B831 (2005); **d)** Scherversuch nach Miyauchi (1984)

Scherversuch nach Tekkaya

Ein früherer Ansatz zur Prüfung von Blechen unter Scherung ist der Vorschlag zur Verwendung einer Parallelogramm-Form nach Tekkaya (1980) und Tekkaya et al. (1982a). **Bild 2.14** zeigt die spezielle Geometrie. Durch die Drehung der Belastungs- und Kraftrichtung um den Winkel von $\psi^* = \arcsin \frac{1}{3} \approx 19,5^\circ$ und zusätzlich einer schiefen Scherzonengeometrie mit einem Winkel von $\beta^* = \arctan(4 \tan \psi^*) \approx 54,7^\circ$ kann die Inhomogenität und Verzerrung der freien Kanten minimiert werden. Die experimentelle Umsetzung einer solchen Probengeometrie und Versuchskinematik ist jedoch mit hohem Aufwand verbunden. Um während der Deformation weiterhin die Inhomogenitäten an den Rändern minimal zu halten, ist zudem eine Veränderung des Winkels ψ^* mit fortschreitender Belastung notwendig. Da nicht der Zustand der einfachen Scherung in der Umformzone erzeugt wird, sondern eine mit Zugspannungskomponenten überlagerte Scherbelastung, hat dieser Versuch kaum Anwendung gefunden.

Scherversuch nach ASTM B831

Die Norm ASTM B831 beschreibt eine Scherprobe, die durch ihre Gestaltung mit der Kinematik eines Zugversuchs geprüft werden kann. Die Anordnung der Schlitze bewirkt eine Dehnungslokalisierung in dem zentralen Probenbereich. Der Nachteil der Inhomogenität in der Scherzone ist wie bei dem einseitigen Scherversuch vorhanden. Durch die entfernte Einspannung kann bei der Belastung der Probe jedoch eine Verdrehung der Scherzone auftreten. Merklein und Biasutti (2011) zeigten eine Weiterentwicklung auf der Basis der ASTM-Norm, bei der zusätzliche Abstützungen nahe der Umformzone zum Einsatz kommen. Mit diesen Stützelementen

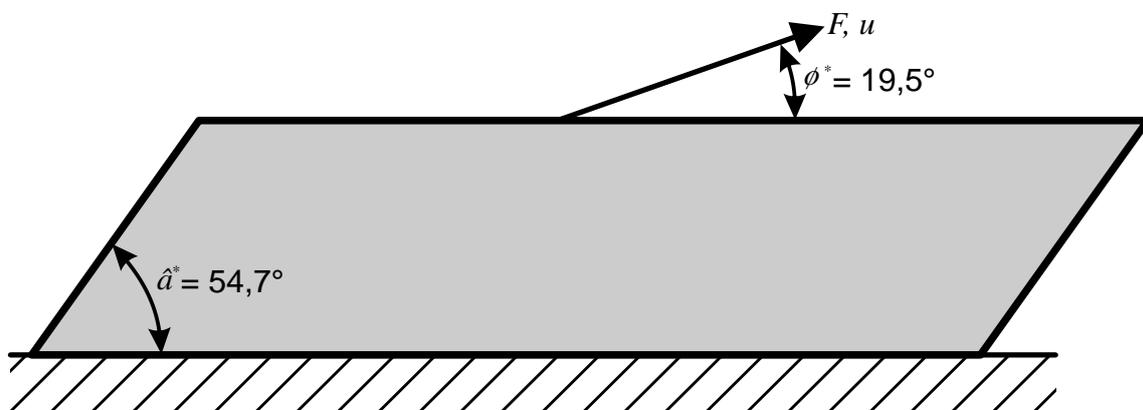


Bild 2.14: Geometrie der Scherprobe nach Tekkaya (1980) in Form eines Parallelogramms mit einem Innenwinkel von $\beta^* = 54,7^\circ$ und einer gedrehten Belastungsrichtung um $\psi^* = 19,5^\circ$

können auch Druckbelastungen auf der Probe ohne Gefahr des Ausknickens aufgebracht werden. Durch diesen zusätzlichen Einspannaufwand wird die Einspannfläche direkt an die Scherzone verlegt.

Scherversuch nach Miyauchi

Miyauchi (1984) schlug eine Scherprobe mit zwei symmetrisch angeordneten Scherzonen vor. Mit dieser Geometrie ist es möglich, das aus dem einseitigen Scherversuch entstehende resultierende Drehmoment zu vermeiden. Dazu werden drei Einspannbereiche benötigt. Die beiden äußeren Spannflächen werden in dieselbe Richtung gezogen, während die mittlere Einspannung unbeweglich bleiben kann. Die Scherdeformation tritt dabei in beiden Scherzonen spiegelverkehrt zueinander auf (**Bild 2.15**). Wenn die Probe im 45° -Winkel zur Walzrichtung ausgeschnit-

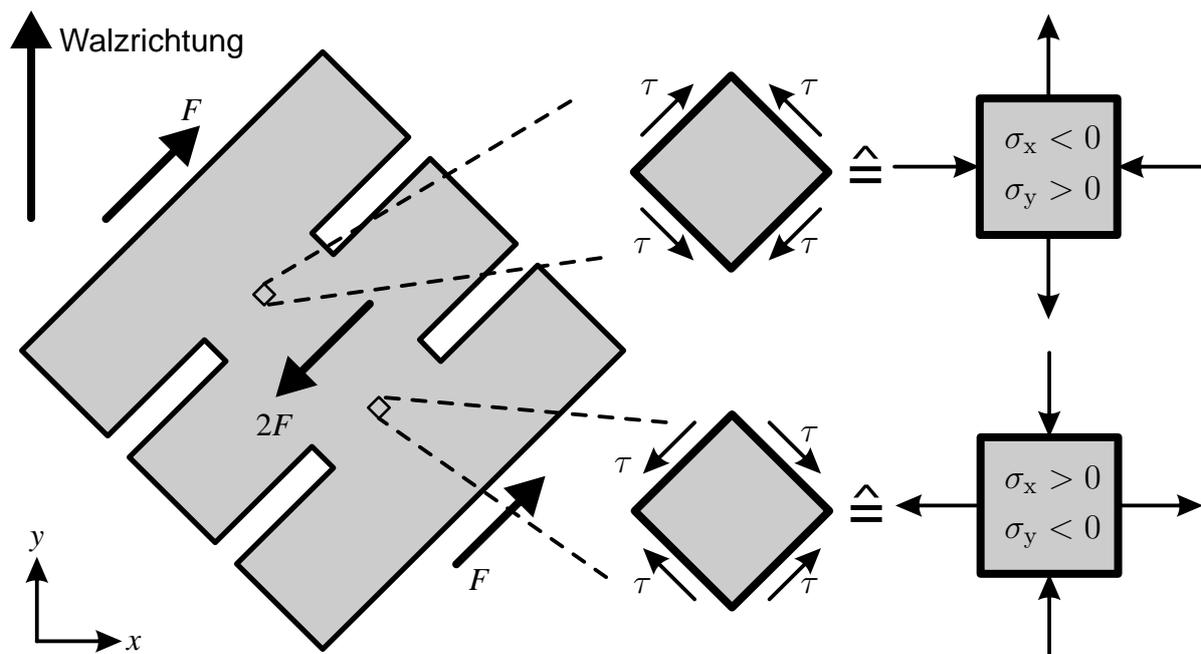


Bild 2.15: Rotierte Hauptspannungsrichtungen beim Scherversuch nach Miyauchi

ten ist, so liegen die Hauptspannungsrichtungen jeweils in Walzrichtung und quer dazu. Doch wird in einer Scherzone die positive Hauptspannung in Walzrichtung liegen, während in der anderen Zone die negative Hauptspannung in Walzrichtung zeigt. Bei Werkstoffen mit isotropem Verhalten hat diese Eigenschaft keine negativen Folgen für die Auswertung. Falls jedoch eine Art Richtungsabhängigkeit oder kinematische Verschiebung des Fließortes existiert, wird anhand der Auswertung

des Kraftsignals ein Mittelwert zwischen den beiden unterschiedlichen Scherspannungen gebildet, welches nicht das eigentliche Werkstoffverhalten wiedergibt. Trotz verschiedener vorhandener Normen für Scherversuche, beispielsweise in ASTM, ist die Anwendung zur Fließkurvenermittlung kein Standard. Inhomogenität und Kanteneinflüsse sind bei allen Scherproben dieser Art ein Problem, welches zu Abweichung in der Spannungsberechnung sowie zur Rissbildung an den Rändern führt. Durch die Nähe der Einspannung zur Umformzone sind hohe Anforderungen an Spannflächen und den gesamten Versuchsaufbau die Regel.

2.2.4 Der ebene Torsionsversuch

Der ebene Torsionsversuch als Prüfverfahren für Blechwerkstoffe wurde zuerst von Marciniak (1961) vorgestellt. Als erste Anwendung wurde die Aufnahme zyklischer Fließkurven von Kupferblechen vorgestellt. Eine weitere Anwendung zur Ermittlung des Formänderungsvermögens zählt ebenfalls zu den Anfängen dieses Versuchs (Marciniak et al., 1973). Sowerby et al. (1977) entwickelten einen Ansatz zur Beschreibung des Verzerrungszustandes in einer Torsionsprobe. Später wurde dieser Versuch hinsichtlich der Fließkurvenaufnahme am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart angewendet und weiter untersucht (beispielsweise Pöhlandt und Tekkaya, 1985). Auch die Faltenbildung wurde ausführlich diskutiert (Bauer, 1987). Die Forschungsergebnisse fanden Eingang in die Dissertation von Bauer (1989). An dieser Stelle sollen die grundlegenden Eigenschaften und bekannten Auswertemethoden des ebenen Torsionsversuchs vorgestellt werden. Die in diesem Abschnitt 2.2.4 ausgeführten Informationen stammen aus den oben genannten Quellen und dienen als Basis weiterer Untersuchungen.

2.2.4.1 Versuchsdurchführung

Die Probe eines ebenen Torsionsversuchs ist eine runde Blechscheibe. Diese wird konzentrisch innen und außen eingespannt (siehe **Bild 2.16**). Die innere Einspannung fixiert eine volle kreisrunde Fläche im Zentrum der Probe. Die äußere Einspannung ist in der Regel ringförmig gewählt, um einen rotationssymmetrischen Probenbereich zu erzeugen. Werden die Einspannungen zueinander verdreht, so können in dem dazwischen liegenden freien Ringbereich elastische und plastische Formänderungen stattfinden. Es tritt während der Umformung ein Drehmoment M in Abhängigkeit zum Verdrehwinkel θ auf. Zusätzlich sind entsprechende Klemmkräfte erforderlich, die auf die innere und äußere Einspannung wirken (Marciniak, 1961).

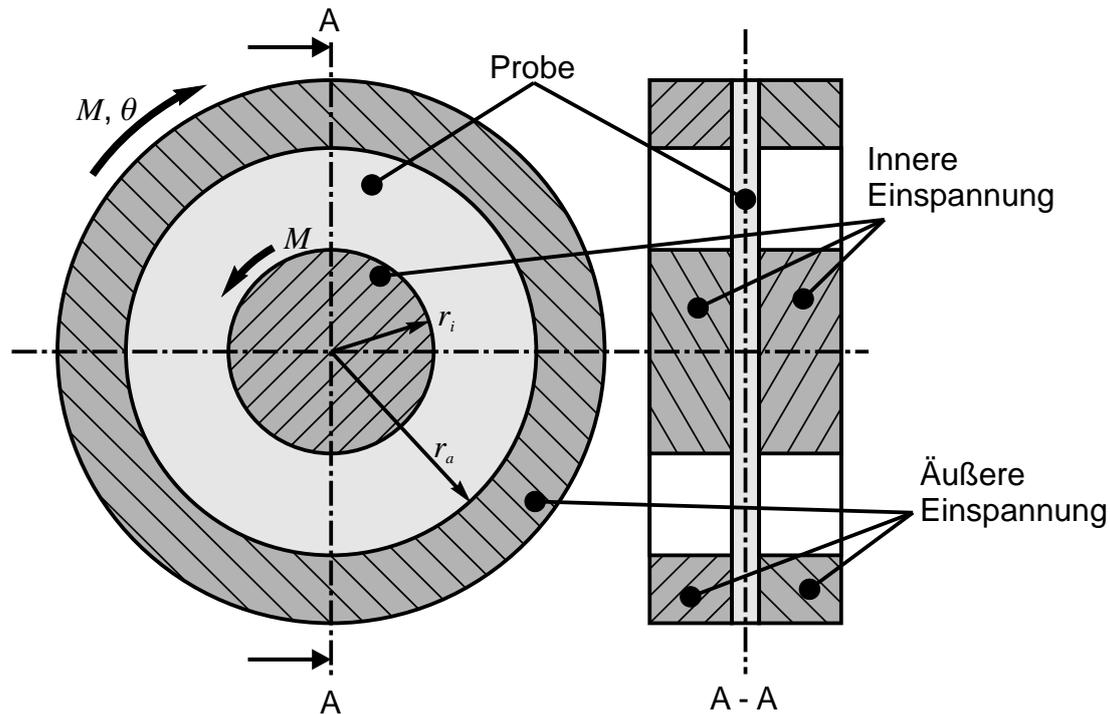


Bild 2.16: Schematischer Aufbau des ebenen Torsionsversuchs gemäß Marciniak (1961) und Pöhlandt und Tekkaya (1985)

2.2.4.2 Spannungszustand

In dem freien ringförmigen Bereich zwischen den Einspannungen findet einfache Scherung statt. **Bild 2.17** zeigt den Freischnitt einer belasteten Torsionsprobe. Bei einer kreisförmigen Schnittfläche am Radius r ergibt sich als einzige Schnittgröße die Scherspannung $\tau_{r\phi}$, wobei die Richtungen r und ϕ die Blechebene in Zylinderkoordinaten beschreiben. Die Spannung $\tau_{r\phi}$ ist über dem Umfang konstant verteilt. Ferner existieren keine weiteren Normalspannungskomponenten in dieser Darstellung. Aus der Gleichgewichtsbedingung ergibt sich für den Fall eines homogenen, isotropen Werkstoffes im ebenen Torsionsversuch die Schubspannung aus dem Drehmoment M und der Blechdicke t mit

$$\tau = \tau_{r\phi} = \frac{M}{2\pi \cdot t \cdot r^2}. \quad (2.49)$$

Zudem ist die Höhe der Spannung vom Quadrat des radialen Abstands r zum Mittelpunkt abhängig. Das bedeutet, dass zu jedem Zeitpunkt unter Last ein radialer Spannungsgradient in der Probe vorliegt. Die größte Spannung befindet sich demnach an der inneren Einspannung und nimmt mit zunehmendem radialen Abstand zum Mittelpunkt ab.

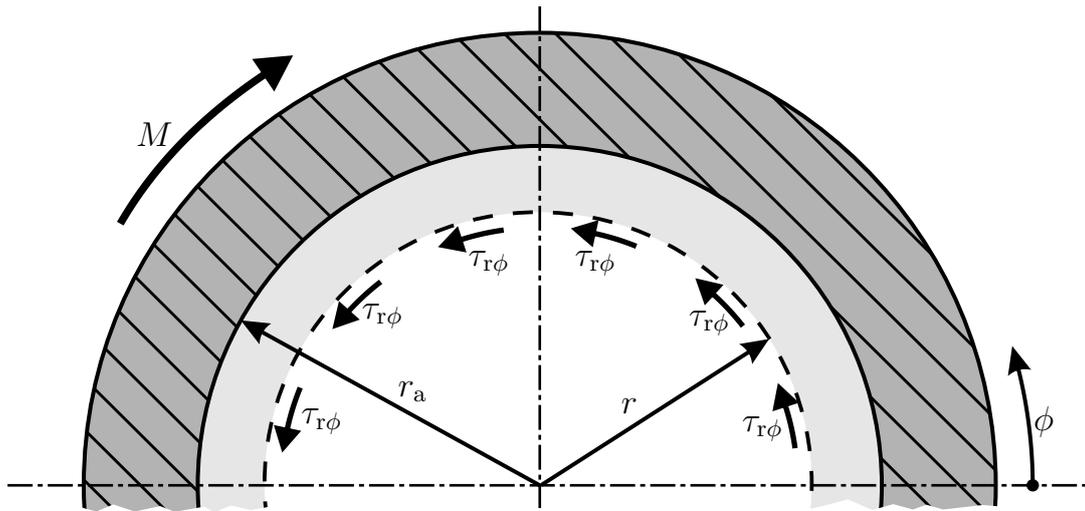


Bild 2.17: Darstellung des ebenen Torsionsversuchs im Freischnitt

2.2.4.3 Dehnungszustand

Die Deformation einer ebenen Torsionsprobe lässt sich anhand der Verzerrung einer radialen Linie verdeutlichen (**Bild 2.18**). Bei einem Drehwinkel von α zwischen den Einspannungen wird eine zunächst gerade Radiallinie zu einer Kurve mit veränderlicher Krümmung zwischen den Einspannradien r_i und r_a . Unter der Annahme, dass keine Verschiebungen in radialer Richtung und Blechdickenrichtung vorhanden sind, berechnet sich die Scherdehnung γ gemäß Marciniak et al. (1973) durch

$$\gamma(r) = \tan \eta = r \cdot \frac{d\vartheta}{dr}. \quad (2.50)$$

Ähnlich zur Verteilung der Spannung befinden sich die größten Formänderungen am Rand der inneren Einspannung. Mit zunehmendem radialen Abstand nimmt der Winkel η ab. Marciniak et al. (1972; 1973) beschreiben einen Ansatz zur Berechnung der Scherdehnung γ unter Annahme des Verfestigungsgesetzes nach Hollomon (1945) und stellte die Beziehung

$$\alpha_f = \frac{n}{2} \cdot \gamma_f \quad (2.51)$$

her, mit der die kritische Scherdehnung γ_f zum Zeitpunkt des Versagens mit dem Drehwinkel α_f berechnet werden kann. Der Verfestigungsexponent n stammt hierbei aus der Hollomon-Beziehung

$$k_f = C\varphi^n. \quad (2.52)$$

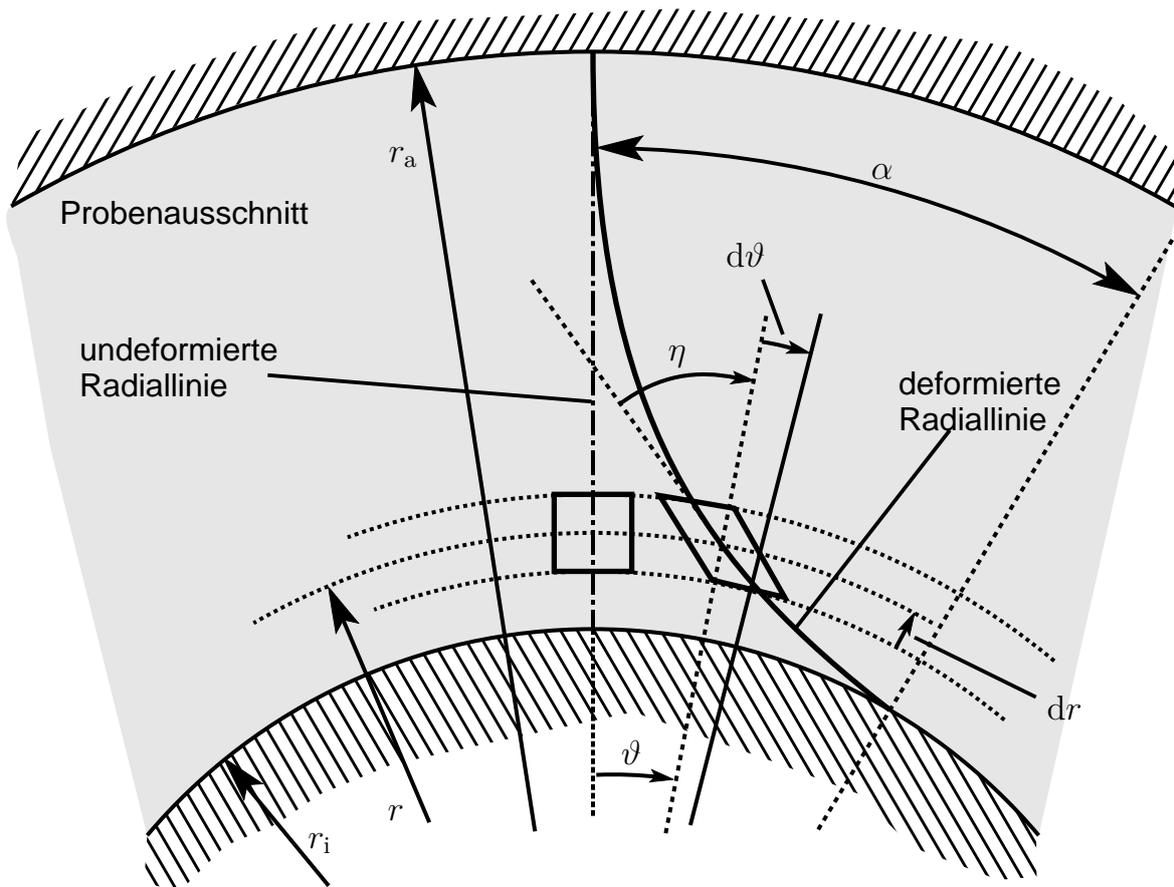


Bild 2.18: Darstellung des Scherwinkels η anhand einer verzerrten Radiallinie nach Marciniak und Kołodziejcki (1972)

Darauf aufbauend führte Tekkaya et al. (1982b) den kritischen Auswerteradius mit

$$r^* = r_i \cdot e^{\frac{n}{2}} \quad (2.53)$$

ein, an der die Scherdehnung mit

$$\gamma(r^*) \approx \frac{2\alpha}{n \cdot e} \quad (2.54)$$

berechnet werden kann, um Fließkurven zu ermitteln.

2.2.4.4 Auswertungsmethoden

Die besondere Verteilung von Dehnung und Spannung im ebenen Torsionsversuch ist ein Hauptunterscheidungsmerkmal zu anderen Versuchen zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen. Bauer (1989) beschreibt zwei verschiedene Möglichkeiten der Auswertung:

- „Spiralenmethode“
- „Drehmoment-Verdrehwinkelmethode“

Die Spiralenmethode basiert auf der Deformation einer Radiuslinie, die von einer geraden Linie zu einer Spiralenform verzerrt wird. Die Vermessung einer solchen verzerrten Radiallinie stellt eine effektive Auswertungsmethode dar. Diese Vorgehensweise wird dadurch ermöglicht, dass zu jedem beliebigen Zeitpunkt während der plastischen Formänderung ein Spannungs- und Dehnungsgradient in der Probe vorliegt, die Informationen über die Fließkurve liefern kann. Durch die Messung des Kurvenverlaufs zu einem Zeitpunkt t und die Zuweisung des entsprechend wirkenden Drehmoments $M(t)$ lässt sich die Schubspannungsverteilung $\tau(r, t)$ aus **Gleichung 2.49** zu der gemessenen aktuellen Scherdeformation $\gamma(r, t)$ auftragen. Somit kann eine Scherfließkurve aus einem einzigen Zustand der verzerrten Radiallinie entnommen werden. Mit der Annahme des isotropen Fließens nach von Mises lässt sich die Fließspannung durch

$$k_f = \sqrt{3} \cdot \tau \quad (2.55)$$

berechnen. Die Vergleichsdehnung ergibt sich wie bei den Scherversuchen (vgl. Abschnitt 2.2.3) aus

$$\varphi_v = \frac{\gamma}{\sqrt{3}}, \quad (2.56)$$

sodass eine Fließkurve $k_f(\varphi)$ aus der Scherfließkurve abgeleitet werden kann. Sinnvollerweise ist der Zeitpunkt der Auswertung bei der höchsten Drehmomenten-Belastung zu wählen. Dann kann die Fließkurve mit der höchsten Formänderung ermittelt werden. Der Hauptunterschied zu anderen Prüfverfahren zur Fließkurvenermittlung liegt in der nachgeschalteten Messung. Während z.B. der einachsige Zugversuch aufgrund der homogenen Spannungs- und Dehnungsverteilung kontinuierliche Messungen erfordert, kann beim ebenen Torsionsversuch ein einziger deformierter Zustand genügen, um eine vollständige Fließkurve für monotone Belastungen aufzuzeichnen. Nachteilig bei der Verfolgung von verzerrten Radiallinien ist die aufwendige Auswertung, welche bisher auf händischer Messung basiert. Da sich ein hoher Gradient der Dehnung in einem geringen Bereich ausbildet, führen bereits geringe Ablesefehler zu großen Abweichungen im Ergebnis.

Alternativ zur Auswertemethode der verzerrten Radiallinien kann auch eine kontinuierliche Messung an einer lokalen Stelle der Probe durchgeführt werden. Dazu wird ein Radius r^* ausgewählt, für dessen Position die dort wirkende Schubspannung mit **Gleichung 2.49** bestimmt wird. Mit der Messung des Verdrehwinkels

ϑ^* an dieser Stelle lässt sich durch Differenziation nach dem Drehmoment M die Scherdehnung mit

$$\gamma^* = \left[\frac{1}{2M} \cdot \frac{d\vartheta^*}{dM} \right]^{-1} \quad (2.57)$$

bestimmen (Bauer und Pöhlandt, 1986). Die Verwendung des gemessenen Drehwinkels der Prüfanlage kann infolge von Rutschbewegungen zwischen Spannwerkzeug und Probe zu Fehlern führen. Eine Messung direkt auf der Oberfläche der Probe ist jedoch bisher ebenfalls nur mittels manueller Auswertung möglich.

2.2.4.5 Grenzen des ebenen Torsionsversuchs

Verschiedene Effekte während der Versuchsdurchführung können die erzielbare bzw. auswertbare Formänderung und somit die Länge der ermittelten Fließkurve begrenzen. Dies tritt ein, wenn beispielsweise eine Steigerung des Drehmoments nicht mehr möglich ist, Faltenbildung stattfindet oder die Auswertung der Deformation nicht mehr durchführbar ist.

Die innere Einspannung ist ein kritischer Punkt bei der Übertragung des Drehmoments zwischen Prüfvorrichtung und Probenkörper (Bauer, 1989). Aufgrund der geringen Fläche und des kleinen Hebelarms sind hohe Einspannkräfte notwendig. Wenn ab einem bestimmten Drehmoment der erforderliche Reibschluss nicht mehr genügt, findet ein Durchrutschen unter der Einspannfläche statt. Je nach Werkstoff kann Versagen des Blechs in der Einspannung entstehen.

Gese et al. (2007) zeigten eine ebene Torsionsprobe mit einer eingebrachten Rundnut mit rechteckigem Querschnitt, deren Ziel die Ermittlung von Fließkurven unter reduzierter Drehmomentbelastung ist. Nähere Details zur Auswertung einer solchen Torsionsprobe sind nicht in der Literatur bekannt. Es ist zu erwarten, dass Kerbeffekte eine treibende Rolle bei der Rissinitiierung am inneren Rand der Nut einnehmen, sodass Randeffekte die Spannungs- und Dehnungsverteilung innerhalb der Nut beeinflussen.

Ebenfalls im Zusammenhang mit der inneren Einspannung steht das Verfestigungsverhalten des Werkstoffes. Bei geringer Verfestigung n neigt der Versuch dazu, die Scherdeformation innerhalb eines kleinen Bereiches nahe der Einspannung zu konzentrieren. Dabei verschiebt sich der Bereich der plastischen Deformation unter die Einspannung, sodass dort das Durchrutschen beginnt und eine Auswertung nicht mehr möglich ist.

Faltenbildung kann aufgrund der Druckspannungskomponenten im Belastungszustand insbesondere bei dünnen Blechen auftreten. Detaillierte Untersuchungen zu

dieser Instabilität des ebenen Torsionsversuchs sind von Bauer (1987, 1989) bekannt. Falten entstehen, wenn die Druckspannungskomponenten in der Umformzone so groß werden, dass der Probenkörper aus der Blechebene geknickt wird. Dieser Vorgang ist ähnlich zur Faltenbildung im Flansch beim Tiefziehen. Dabei ist zu beobachten, dass die Wahl des inneren Einspannradius r_i die Faltenneigung beeinflusst. Je größer r_i ist, desto eher beginnt das instabile Beulen. Bauer (1989) stellte fest, dass trotz Faltenbildung die Versuche bis zu einem gewissen Grad auswertbar bleiben.

Pöhlandt und Tekkaya (1985) haben das Prozessfenster des ebenen Torsionsversuchs am Beispiel des Werkstoffs Al98,7w erarbeitet (**Bild 2.19**), das aus drei Begrenzungen zusammengesetzt ist. Die Haftgrenze bildet das übertragbare Drehmoment ohne Durchrutschen an der inneren Einspannung ab. Die Grenze der Faltenbildung wird bedeutsam, wenn der innere Einspannradius r_i im Verhältnis zur Blechdicke t zu groß gewählt wird. Die dritte Grenze wird durch die Prüfvorrichtung vorgegeben, deren maximale ertragbare Belastung im gezeigten Fall bei $M = 200$ Nm liegt.

Aufgrund seiner Beschaffenheit ist der ebene Torsionsversuch nicht in der Lage, richtungsabhängige Kennwerte in der Blechebene zu ermitteln. Das gemessene Drehmoment ist stets ein Integral über den gesamten Umfang der Probe. Entsprechend dem anisotropen Fließkriterium nach Hill (1948) schlägt Bauer (1989) vor,

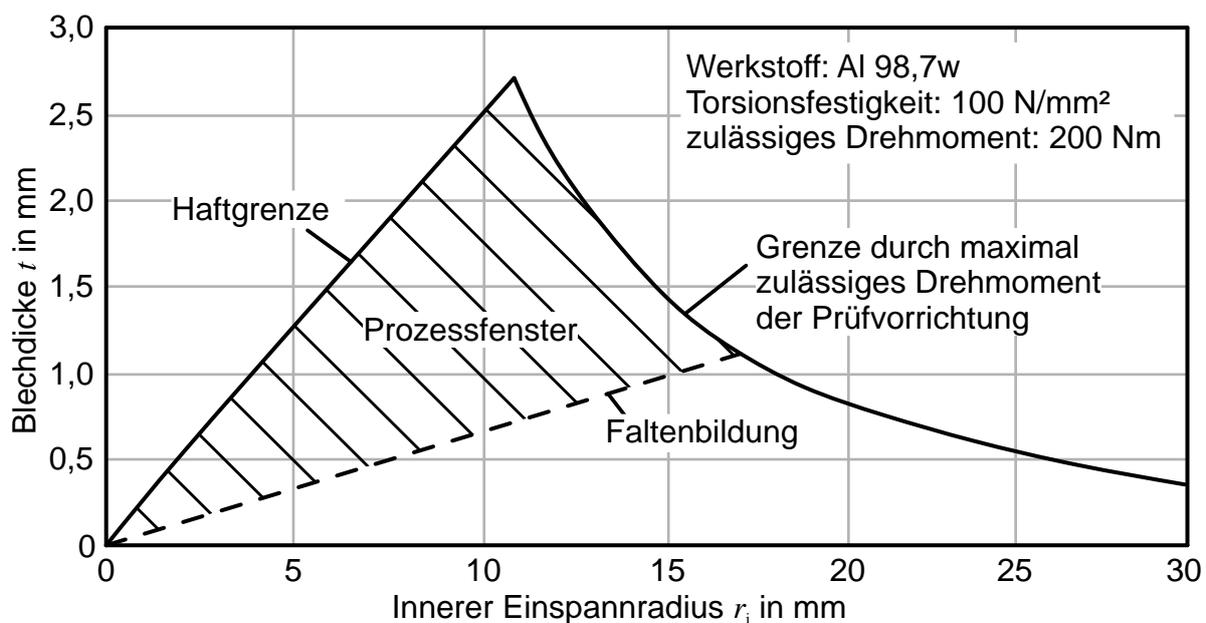


Bild 2.19: Prozessfenster des ebenen Torsionsversuchs für Al98,7w nach Pöhlandt und Tekkaya (1985)

die Korrektur der Fließkurve anhand der aus einachsigen Zugversuchen ermittelten senkrechten Anisotropie r_n vorzunehmen:

$$k_f = \tau \cdot \sqrt{3} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (2r_n + 1)}{3 \cdot (r_n + 1)}}. \quad (2.58)$$

2.3 Ermittlung der kinematischen Verfestigung

Es existieren verschiedene Blechprüfverfahren mit Lastumkehr zur Charakterisierung der kinematischen Verfestigung. Diese basieren in vielen Fällen auf denselben Versuchsaufbauten und Proben zur Ermittlung (monotoner) Fließkurven. Jedoch ist nicht jedes in Abschnitt 2.2 dargestellte Verfahren für zyklische Belastungen geeignet. Die für die kinematische Verfestigung anwendbaren Prüfverfahren lassen sich in drei Kategorien unterteilen: Zug-Druck-Versuche, Biegeversuche und Scher-/Torsionsversuche.

2.3.1 Zug-Druck-Versuche

Eine naheliegende Methode für Lastumkehr-Versuche ist die Adaption des Zugversuchs, welcher zum Zug-Druck-Versuch wird. Dabei wird eine Probe zunächst unter Zugbelastung gestreckt und im Anschluss durch Druckbelastung wieder gestaucht (Abel und Ham, 1966). Durch die Homogenität und den einachsigen Spannungszustand können die Messergebnisse direkt in zyklische Spannungs-Dehnungs-Diagramme eingesetzt werden. Für die Lastumkehr ist die Geometrie des Standard-Zugversuchs für Blechwerkstoffe unbrauchbar, da diese bei Druckbelastung bereits im elastischen Fall knicken würde. Zur Vermeidung des Ausknickens wurden verschiedene experimentelle Lösungsvorschläge in der Literatur vorgestellt. Tan et al. (1994) verwendeten eine Stützapparatur für die Ausgangslänge der Probe, welche jedoch Reibungskontakt aufweist. Cao et al. (2009) entwickelte schräg aneinander abgleitende Stützelemente, die mit einer Feder zusammengehalten werden. Dadurch wird stets die komplette Probenlänge gestützt, jedoch verfälscht dabei auch die Reibung das Kraftsignal. Indem mehrere Probenschichten übereinander gemeinsam eingespannt werden, versuchten Yoshida et al. (2002), die Knickgefahr zu reduzieren. Dennoch konnte nicht komplett auf eine Abstützung verzichtet werden. Um die Reibung hierbei zu verringern, wurden Vaseline und Teflonfolie angewendet. Einen anderen Ansatz wählten Widmark et al. (2000). Durch eine Miniaturisierung der Probengeometrie, insbesondere der Probenlänge, können Ausknickungen bei geringen Stauchgraden verhindert werden. Diese sind jedoch bei Erreichen einer bestimmten Stauchung unvermeidbar. Somit ist die Gestaltung der Lastpfade stark von der Knickgefahr der jeweiligen Probe begrenzt.

Für Zugversuche mit ebenem Formänderungszustand existieren ebenfalls Vorschläge für die Lastumkehr (Flores et al., 2007). Dabei ist die Problemstellung ähnlich zum einachsigen Zug-Druck-Versuch Lastumkehr bei biaxialen Zugversuchen oder beim hydraulischen Tiefungsversuch sind aufgrund der experimentellen Gegebenheiten nicht ohne Weiteres möglich. Es existieren zwar Ansätze zur Realisierung biaxialer Druckversuche (Zillmann et al., 2010), doch können diese eigenständigen Versuchsapparaturen nicht mit biaxialen Zugbelastungen kombiniert werden.

2.3.2 Zyklische Biegeversuche

Mithilfe von Wechselbiegeversuchen können jedoch zweiachsige Spannungszustände mit Lastwechsel realisiert werden. Bei ausreichender Probenbreite wird die Deformation in Querrichtung verhindert, sodass der ebene Formänderungszustand entsteht. Aufgrund der relativ einfachen experimentellen Durchführung werden zyklische Biegeversuche häufig angewendet. Ein Prüfstand mit einem Schrittmotor wurde von Yoshida et al. (1998) entwickelt, bei der das eine Ende der Biegeprobe an dem verschiebbaren Motor angebracht ist, während das andere Ende fest eingespannt wird. Boers et al. (2010) zeigten einen Ansatz, mit der eine Biegung ohne Reibungskontakt eingestellt werden kann. Die Auswertung von Biegeversuchen ist jedoch aufwändig. Da ein Gradient über die Blechdicke entsteht, können Spannungen und Dehnungen nicht direkt ermittelt werden, sodass die Identifikation der Parameter über eine inverse Methodik durchgeführt werden muss. Aus diesem Grund werden Biegeversuche auch selten für monotone Belastungen eingesetzt.

2.3.3 Zyklische Scherversuche

Im Vergleich mit den zuvor beschriebenen Methoden zur Durchführung von zyklischen Versuchen mit Lastumkehr bieten Scherversuche eine Reihe von Vorteilen. Die ebene Scherung ist in beiden Belastungsrichtungen symmetrisch, sodass die experimentellen Randbedingungen wie beispielsweise die Lasteinleitung bei Lastumkehr unverändert bleiben. Ohne die Gefahr des Ausknickens können relativ große Deformationen in der Rückbelastung erzielt werden. Entsprechende experimentelle Ansätze wurden beispielsweise für den Miyauchi-Versuch (Miyauchi, 1984), den einseitigen Scherversuch (Hu et al., 1992) sowie eine modifizierte Version des ASTM-Scherversuchs (Merklein und Biasutti, 2011) vorgestellt. Im Idealfall bleibt die Formänderungsgeschwindigkeit konstant, da der Querschnitt ebenfalls unverändert bleibt. In der Realität stellt die inhomogene Spannungs- und Dehnungsverteilung durch die Randeinflüsse eine Fehlerquelle dar. Die Verdrehung der Werkstofforientierungen gegenüber der Belastungsrichtung während der plastischen Scherung ist zudem ein unerwünschter Effekt, der die Vergleichbarkeit des Bauschinger-Effekts

im zyklischen Scherversuch zu Ergebnissen des Zug-Druck-Versuchs erschweren kann.

Der ebene Torsionsversuch wurde, wie bereits erwähnt, zuerst von Marciniak (1961) zur Analyse von kinematischer Verfestigung an Kupfer verwendet. Ein Vergleich mit Rohr-Torsionsversuchen konnte dabei gute Übereinstimmung liefern. Die Auswertungsmethode basierte bereits damals auf der Messung von verzerrten Radiallinien. Wie auch für die Ermittlung monotoner Fließkurven wurde der Ansatz des ebenen Torsionsversuchs danach über lange Zeit nicht mehr verfolgt. Der Grund ist ebenfalls die aufwendige Auswertung.

2.4 Charakterisierung des Schädigungsverhaltens

Versuche zur Identifikation des Versagenszeitpunktes bei der Blechumformung lassen sich ebenfalls in drei Kategorien unterteilen: technologische Prüfmethode für das Tiefziehen, Ermittlung der Grenzformänderungskurve und Versuche zur Identifikation der Parameter für die Schädigungsmechanik.

Technologische Prüfmethode wie der Erichsen-Tiefungsversuch (DIN EN ISO 20482) oder der Tiefungsversuch nach Marciniak formen einen Napf aus einer Ronde. Die Ziehtiefe, bei der Rissbildung einsetzt, gibt Aufschluss über die Tiefziehtauglichkeit des Werkstoffes. Die Verwendung der Ergebnisse für die numerische Simulation ist dabei nicht direkt möglich.

Zur Bestimmung der Grenzformänderungskurve können Nakajima-Versuche durchgeführt werden, die in der Norm DIN EN ISO 12004-2 beschrieben sind. Dabei werden mit einem kugelförmigen Stempel Proben mit unterschiedlich großen Aussparungen umgeformt, die je nach Geometrie einen anderen Dehnungspfad vorweisen. Die Auswertung dieser Versuche zum Zeitpunkt der Rissbildung liefert dabei den Verlauf der Grenzformänderungskurve.

Die experimentelle Ermittlung von Kennwerten für die Schädigungsmechanik benötigt in der Regel eine Kombination von Versuchen mit unterschiedlichen Spannungszuständen, um verschiedene Werte für die Triaxialität η oder den Lode-Parameter L (siehe **Gleichungen 2.30** und **2.31**) zu realisieren. Die Zielsetzung bei der Auslegung von Proben zur Schädigungscharakterisierung liegt in der gezielten Herbeiführung von Rissen unter dem gewünschten Belastungszustand. Eine Standardisierung existiert für diesen Anwendungsfall bisher nicht. Bao und Wierzbicki (2004) demonstrierten die Charakterisierung des Rissverhaltens anhand von Stauch-, Scher- und Zugversuchen. Dabei sind Stauchversuche bis zum Versagen nur mit zylinderförmigen Probenkörpern möglich, welche nicht für Blechwerkstoffe angewendet werden können. Geeignet für Blechwerkstoffe sind gekerbte Zugversuche und Scherversuche. Mittels unterschiedlicher Kerbradien kann der Spannungs-

zustand im Zugversuch beeinflusst werden, die gewünschte Triaxialität ist somit einstellbar. Scherversuche stellen eine andere Herausforderung dar. Verschiedene Schädigungsmodellierungen wie beispielsweise von Bao und Wierzbicki (2004) sagen für die Scherbelastung ein Minimum der erreichbaren Formänderung voraus. Die Charakterisierung dieses Belastungszustandes ist daher besonders interessant.

Doch das Hervorrufen von Versagen unter idealer Scherbelastung ist mit hohem experimentellen Aufwand verbunden. **Bild 2.20** zeigt drei verschiedene Probengeometrien für Blechwerkstoffe. Shouler und Allwood (2010) entwickelten eine Probenform, die durch Einspannung in eine Universalprüfmaschine Scherdeformationen bis zur Rissbildung erzeugt. Durch die Anordnung der Aussparungen lassen sich unterschiedliche Dehnungsverhältnisse von einfacher Scherung und Scherung mit überlagerten Zuganteilen realisieren. Durch die Kerbwirkung sind solche Scherversuche jedoch nicht in der Lage, den idealen Scherspannungszustand an der Stelle der Rissinitiierung zu erreichen, da die Rissbildung durch die hohen Zugspannungen am Rand der Scherzone auftreten. Verschiedene Arbeiten dokumentieren die Verwendung von sogenannten „Butterfly“-Proben, welche eine Ähnlichkeit zu Schmetterlingsflügeln besitzen (beispielsweise Mohr und Henn, 2007). Diese können in verschiedene Richtungen eingespannt werden, um unterschiedliche Belastungen zu erzeugen. Die Probe kennzeichnet sich zudem durch eine speziell ausgeformte Dickenreduzierung in der Umformzone aus, welche verhindert, dass Rissbildung zuerst an den Kanten entsteht. Die Probenpräparation ist dementsprechend aufwendig, da durch einen Fräs- oder Erodiervorgang die Tasche erstellt werden muss. Dunand und Mohr (2011) optimierten diese Geometrie für die Scherbelastung. Es wurde jedoch gezeigt, dass die Rissinitiierung bei Scherung trotz des immensen Aufwands nicht genau in der Mitte der Scherzone gewährleistet ist. Damit ist zum einen die Abfälschung von der idealen Scherbelastung verbunden, zum anderen geht auch ein nichtlinearer Dehnungspfad mit veränderlichen Werten für die Triaxialität und Lode-Parameter mit der Deformation einher. Die Versuchsauswertung kann daher in der Regel nicht direkt durch analytisch berechnete Spannungs- und gemessene Dehnungswerte erfolgen. Stattdessen wird häufig auf die inverse Methodik zurückgegriffen, indem die eingesetzte Probe mithilfe der Finite-Elemente-Methode nachgebildet wird, sodass die gesuchten Werkstoffparameter als Lösung eines Optimierungsprozesses gefunden werden.

Die Anwendung des ebenen Torsionsversuchs zur Charakterisierung des Formänderungsvermögens wurde bereits von Marciniak et al. (1972; 1973) diskutiert. Dabei wurde das Versagen der Probe am Rand zur inneren Einspannung beobachtet. Dieses Vorgehen hat den Nachteil, dass die aufgebrachte Klemmkraft sowie eventuell

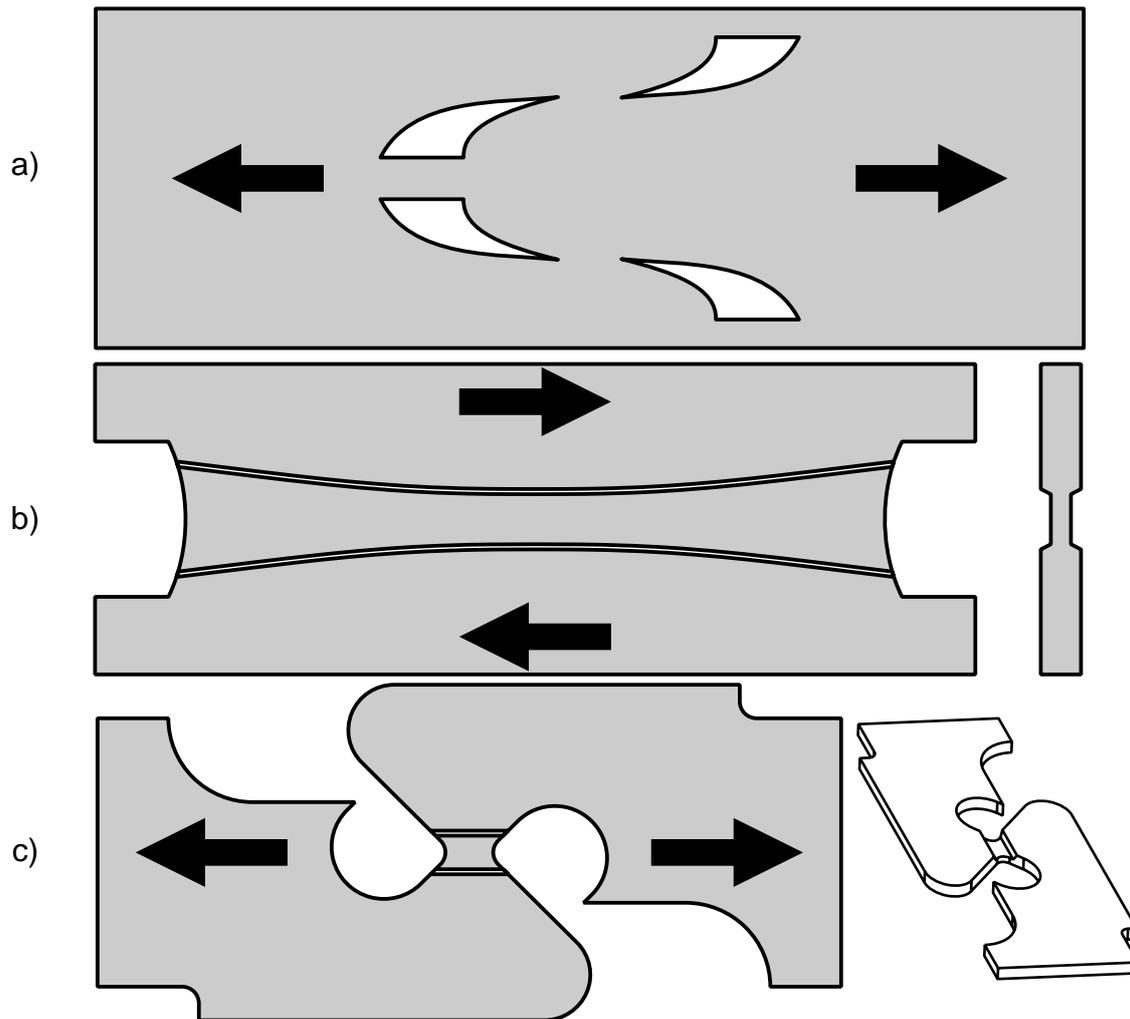


Bild 2.20: Probenformen zur Charakterisierung des Scherversagens an Blechwerkstoffen nach **a)** Shouler und Allwood (2010), **b)** Dunand und Mohr (2011) und **c)** Bao und Wierzbicki (2004)

vorhandene Strukturierungen im Einspannwerkzeug eine Spannungsüberlagerung erzeugen, die eine genaue Auswertung des Spannungszustandes verhindern.

Im Gegensatz zur Prüfung von Blechwerkstoffen existiert tatsächlich ein Prüfverfahren für Rohrgeometrien, welches in der Lage ist, Versagen unter idealen Scherbelastungen zu erzeugen. In den Arbeiten Graham et al. (2012) wurden Geometrien nach Lindholm et al. (1980) und Barsoum und Faleskog (2007) verwendet, welche aus einer Rohrprobe mit Rundnuten bestehen. Diese Nuten sind von außen und/oder von innen durch Drehen aufgebracht worden. Die geschwächte Stelle stellt eine Sollbruchstelle dar, an der Scherversagen erwartet wird. Durch eine zusätzlich überlagerte axiale Belastung können mit solchen Rohr-Torsionsversuchen verschiedene Spannungszustände für die Versagenscharakterisierung erzeugt werden. Die Untersuchungen zeigten, dass mithilfe gekerbter Rohr-Torsionsversuche die ge-

wünschten Belastungszustände stabil erreicht werden können. Nachteilig sind jedoch die aufwendige Probenherstellung und die Beschränkung auf Rohr-Halbzeuge.

2.5 Fazit Stand der Kenntnisse

In diesem Kapitel wurden Grundlagen der Werkstoffmodellierung für die numerische Simulation und Methoden zur Ermittlung der entsprechenden Kennwerte dargestellt. Die Herausforderungen an die Prüfverfahren zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- **Spannungszustand und Homogenität:** Zur Kalibrierung verschiedener Fließ- und Versagenskriterien ist das Prüfen des Werkstoffs bei verschiedenen Spannungszuständen erforderlich. Einachsige Zugversuche reichen allein nicht aus. Zustände wie Scherung oder zweiachsige Zugbelastungen sind notwendige Ergänzungen. Die Realisierung dieser Spannungszustände ist nicht nur für Blechwerkstoffe aufwendig. Homogene Verteilung der Spannung und Dehnung in der Umformzone wie beim Zugversuch sind die Ausnahme. Die Auswertung vieler Experimente ist daher mit Fehlerquellen durch Mittelung über die Inhomogenitäten verbunden. Insbesondere bei der Scherbeanspruchung ist bisher kein Blechprüfverfahren bekannt, welches unter den Bedingungen der idealen ebenen Scherung den Werkstoff bis zum Versagen deformieren kann.
- **Hohe Deformationen:** Fließkurven für die numerische Simulation von Blechumformprozessen sollen in der Regel bis zu einem Umformgrad von $\varphi = 1,0$ vorgegeben werden. Dieser Wert kann mit keinem gängigen Blechprüfverfahren erreicht werden. Der standardisierte Zugversuch kann maximal Umformgrade bis ca. 0,3 erreichen. Am nächsten kommen hydraulische Tiefungsversuche mit bis zu $\varphi \approx 0,7$ bei idealen Bedingungen. Somit werden Extrapolationsansätze notwendig, welche anhand von vorhandenen Messdaten das Verfestigungsverhalten bei höheren Deformationen abschätzen. Die Aussagekraft des jeweiligen Extrapolationsansatzes ist ohne entsprechende Versuchsdaten nicht direkt bewertbar. Somit herrscht diesbezüglich eine gewisse Unsicherheit.
- **Möglichkeit der Lastumkehr:** Die Identifikation der kinematischen Verfestigung erfordert Prüfverfahren mit der Möglichkeit zur Umkehr der Belastungsrichtung. Die Adaption des Zugversuchs zu zyklischen Zug-Druckversuchen ist mit hohem experimentellen Aufwand verbunden, da die Gefahr des Ausknickens bei Druckbelastungen besteht, weshalb die Deformation beim Stauchen stark beschränkt ist. Zyklische Biegeversuche können aufgrund

des Gradienten über die Blechdicke nur invers ausgewertet werden. Zyklische Scherversuche sind eine weitere Möglichkeit zur Ermittlung zyklischer Verfestigungskurven. Die Inhomogenität in der Scherzone ist jedoch hierbei eine Fehlerquelle.

Hinsichtlich der oben dargestellten Herausforderungen besitzt der ebene Torsionsversuch eine Reihe von positiven Eigenschaften:

- **Einfache Scherung ohne Kerbwirkung:** Dieser Versuch weist einen definierten einfachen Scherspannungszustand auf, wobei der Betrag der Scherspannung vom Radius abhängig ist. Es entstehen keine Inhomogenitäten wie an den Randbereichen von anderen Scherversuchen.
- **Kein frühzeitiges Versagen unter abweichenden Spannungszuständen:** Da keine Rissinitiierung an Probenrändern stattfinden kann, können sehr hohe Deformationen erreicht werden.
- **Eignung zur Lastumkehr:** Da die Scherung und Rückscherung bezüglich der Probe symmetrisch ist, bereitet die Lastumkehr keine Schwierigkeiten beim ebenen Torsionsversuch.

Trotz dieser Vorteile erfolgte die Nutzung des ebenen Torsionsversuchs zur Kennwertermittlung bisher im geringen Umfang. Es liegen hauptsächlich zwei Gründe für die zurückhaltende Verwendung vor. Zum einen wird bisher eine aufwendige Auswertemethodik angewendet, in der die Verzerrung von zuvor aufgebrachten Radiallinien in Form von lokalen Steigungen vermessen werden muss. Zum anderen erfordert die Durchführung von ebenen Torsionsversuchen an Blechproben eine ungewöhnliche Kinematik, die durch Sonderkonstruktionen oder aufwendige Umbauten von bestehenden Prüfmaschinen realisiert werden muss.

Aktuelle Forschungsschwerpunkte in der Werkstoffmodellierung bezüglich der Fließkurvenermittlung, kinematischen Verfestigung und Schädigung berücksichtigen noch nicht die experimentellen Möglichkeiten des ebenen Torsionsversuchs. Gerade durch den Gradienten in Spannungs- und Dehnungsverteilung und das Fehlen von Randeffekten weist dieser Versuch ein großes Potenzial für die Blechcharakterisierung auf, welches eine wertvolle Ergänzung zu den bestehenden Prüfverfahren bietet. Der hier vorhandene Forschungsbedarf zur Weiterentwicklung des ebenen Torsionsversuchs im Hinblick auf neue Auswertungsmethoden und neue Anwendungsfelder soll im nächsten Kapitel als Zielsetzung formuliert werden. Diese dient als Grundlage für die vorliegende Arbeit.

3 Zielsetzung

Der ebene Torsionsversuch weist eine Reihe vorteilhafter Eigenschaften auf. Trotz dieses Potenzials gehört dieses Prüfverfahren bislang nicht zu den gängigen Methoden der Kennwertermittlung für Blechwerkstoffe. Diese Arbeit strebt an, den ebenen Torsionsversuch als ein Werkzeug zur Charakterisierung zu etablieren, indem anhand einer geeigneten Experimentiertechnik effiziente Auswertungsmethoden und neue Anwendungsfelder erarbeitet werden. Hierzu ist auch ein verbessertes Verständnis über die Grundlagen des Versuchs notwendig. Durch diese Kenntnisse soll der ebene Torsionsversuch für verschiedene Charakterisierungsaufgaben verfügbar gemacht werden und neben anderen Prüfmethoden eine umfassende Parameteridentifikation für moderne Blechwerkstoffe ermöglichen.

Die aktuelle Entwicklung der optischen Dehnungsmessung soll auf die Auswertung des ebenen Torsionsversuchs angewandt werden. Zu diesem Zweck ist ein entsprechender Prüfaufbau mit optischer Zugänglichkeit zu realisieren. Mit der Einführung und Diskussion entsprechender Messstrategien und Auswertungsmethoden ist auch ein Vergleich mit den Ergebnissen aus dem einachsigen Zugversuch anzustellen. Nähere Untersuchungen sind im Bereich der inneren Einspannung erforderlich. Hinsichtlich des Durchrutschens ist die Erhöhung des übertragbaren Drehmoments durch konstruktive Maßnahmen zu prüfen. Ebenfalls ist der Einfluss der an dieser Stelle eingebrachten Druckspannungsüberlagerung zu analysieren.

Grundlegende mechanische Betrachtungen zum ebenen Torsionsversuch können wertvolle Hinweise auf die Anwendungsgrenzen und Auswertungsmöglichkeiten liefern. Zu diesem Zweck soll die analytische Beschreibung des Formänderungs- und Spannungsverlaufs in Abhängigkeit des elastischen und plastischen Werkstoffverhaltens erarbeitet werden. Insbesondere der Einfluss der Verfestigung kann sowohl analytisch als auch mittels numerischer Simulation ermittelt werden.

Im nächsten Schritt können mit den Möglichkeiten der optischen Dehnungsmessung weitere Anwendungsfelder für den ebenen Torsionsversuch erschlossen werden, die über die reine Ermittlung von Fließkurven hinausgehen. Insbesondere für die Charakterisierung der kinematischen Verfestigung kann der ebene Torsionsversuch einen Beitrag leisten. Die Nutzung des Spannungsgradienten über den Radius kann eine effektive Möglichkeit zur Ermittlung zyklischer Verfestigungskurven mit unterschiedlichen Amplituden darstellen. Eine entsprechende Auswertungsmethodik ist daher zu entwickeln. Der Einfluss der Dehnungsamplitude auf die ermittelten Werkstoffkennwerte ist zu prüfen.

Um den Einschränkungen des ebenen Torsionsversuchs bei anisotropen Blechwerkstoffen zu begegnen, können neue Ansätze bei der Probengestaltung sinnvoll sein. Die Entwicklung und Analyse eines neuen Probenkonzeptes ist daher ein wichtiger Schritt zur Erweiterung des Anwendungsspektrums. Die Eignung zur Ermittlung der plastischen Werkstoffkennwerte ist für unterschiedliche Anwendungsfälle zu demonstrieren.

Auch ist zu prüfen, ob der ebene Torsionsversuch Potenzial zur Identifikation von Parametern für die Schädigungsmechanik besitzt. Zu diesem Zweck ist ein Probenkörper zu gestalten, bei dem die Rissbildung ohne Einfluss der inneren Einspannung erfolgen kann. Die Erreichbarkeit des idealen Scherversagens steht dabei im Mittelpunkt der Analyse einer solchen neuartigen Probengeometrie.

4 Versuchsaufbau und Fließkurvenermittlung

In diesem Kapitel wird zunächst der Aufbau der experimentellen Prüfvorrichtung erläutert. Die grundlegende Anwendung des ebenen Torsionsversuchs zur Fließkurvenermittlung wird mithilfe der optischen Dehnungsmessung neu erarbeitet. Dabei werden zwei Auswertungsmethoden vorgestellt und verglichen. Weiterhin ist die Analyse des Einflusses der inneren Einspannung auf das Ergebnis und die erreichbaren Deformation Teil dieses Kapitels.

4.1 Experimentelle Prüfvorrichtung

Die Entwicklung und Inbetriebnahme eines experimentellen Prüfstandes für ebene Torsionsversuche an Blechen ist eine wesentliche Voraussetzung zur Bewältigung der in dieser Arbeit beschriebenen Forschungsaufgaben. In diesem Abschnitt werden die Anforderungen an eine solche Prüfvorrichtung und die konstruktive Umsetzung beschrieben. Weiterhin werden die zu messenden Größen diskutiert und zwei Varianten der optischen Dehnungsmessung für den ebenen Torsionsversuch vorgestellt.

4.1.1 Anforderungen

Im Bereich der Blechcharakterisierung sind Werkstoffstärken von bis zu $t = 4$ mm interessant. Um eine einfache Handhabung und geringen Materialverbrauch zu realisieren, sollen Rundproben mit Durchmesser von $D = 80$ mm eingesetzt werden. Der ebene Torsionsversuch erfordert eine konzentrische Anordnung der inneren und äußeren Spannflächen in einer Ebene. Durch das aufzubringende Drehmoment ist eine höhere Belastung aufgrund des geringeren Hebelarms in der inneren Einspannung zu erwarten. Da das Element der inneren Einspannung maßgeblich die Prozessgrenzen beeinflusst, sind aus diesem Grund hohe Einspannkräfte von bis zu $F_i = 70$ kN an dieser Stelle zu ermöglichen. Austauschbare Spannwerkzeuge müssen vorgesehen werden, um eine Veränderung des Innenradius oder der Oberflächenstruktur gewährleisten zu können. Im Gegensatz dazu ist die Drehmomentübertragung an der äußeren Einspannung deutlich unkritischer. Entsprechend geringe Einspannkräfte F_a reichen hier aus.

Die Prüfvorrichtung soll eine gleichmäßige, quasistatische Belastung ermöglichen. Das aufzubringende Torsionsmoment M ist entsprechend dem erwartbaren Fließwiderstand zu dimensionieren. Mit **Gleichung 2.49** lässt sich die höchste Schubspan-

nung an der inneren Einspannung mit $r = r_i$ berechnen. Das Drehmoment ergibt sich somit als

$$M = 2\pi \cdot t \cdot r_i^2 \cdot \tau_{\max} \quad (4.1)$$

und muss demnach in der Lage sein, ausreichend hohe Spannungen und Dehnungen zu erzeugen. Um auch hochfeste Feinbleche prüfen zu können, soll ein Drehmoment von mindestens $M = 1000$ Nm aufgebracht werden können. Damit lässt sich eine Probe mit $t = 1$ mm bei einem inneren Einspannradius von $r_i = 15$ mm bis zu einer Fließspannung von $k_f = 1200$ MPa prüfen. Entsprechend höheren Spannungen oder höheren Blechdicken können durch eine Verringerung von r_i begegnet werden.

Beim ebenen Torsionsversuch sind grundlegend zwei Messgrößen zu erfassen: Drehmoment M und Drehwinkel θ . Geeignete Messtechnik in Form von entsprechenden Drehmomentsensoren und Winkelmessern sind in die Vorrichtung zu integrieren. Darüber hinaus ist die Konstruktion auf eine Weise zu gestalten, dass eine Seite der Probe während der Prüfung für optische Messungen zugänglich bleiben muss.

4.1.2 Aufbau

Bild 4.1 zeigt die zur Versuchsdurchführung realisierte Prüfanlage (Yin et al., 2011). Um die hohen inneren Einspannkräfte zu gewährleisten, wird eine Universal-Zugprüfmaschine verwendet. In dessen unterem Bauraum ist die Torsionsprüfeinheit implementiert. Diese besteht aus einem inneren, unbeweglichem Kern und eine äußere Mantelkonstruktion, die mittels Wälzlager um den Kern drehbar ist. Mithilfe der Zugprüfmaschine vom Typ ZWICK 1475 können Kräfte von bis zu 100 kN aufgebracht werden. Die Traverse ist mit dem oberen Werkzeug für die innere Einspannung verbunden. Das untere Einspannwerkzeug ist auf einer mit der Bodentraverse fest angeschlossenen Säule fixiert.

Während die inneren Einspannbacken nicht beweglich sind, treibt ein Servomotor die äußere Mantelkonstruktion über ein Schneckenradgetriebe an. Mit einer Übersetzung von $n = 29$ kann eine Drehgeschwindigkeit von maximal 100° pro Minute erreicht werden. Das erforderliche maximale Drehmoment von $M = 1200$ Nm kann dabei auch bei Verwendung von kleinen Servomotoren erreicht werden.

Die Anbindung des oberen inneren Einspannwerkzeugs erfolgt über einen schlanken verlängerten Adapter. Die offene Gestaltung des Spannrings und des konischen Zulaufs des Einspannwerkzeugs gewährleisten die Zugänglichkeit für optische Dehnungsmesssysteme während der Versuchsdurchführung. Durch die Einspannsituation kann jedoch eine vollflächige Vermessung der Probe im gesamten Umfang nicht

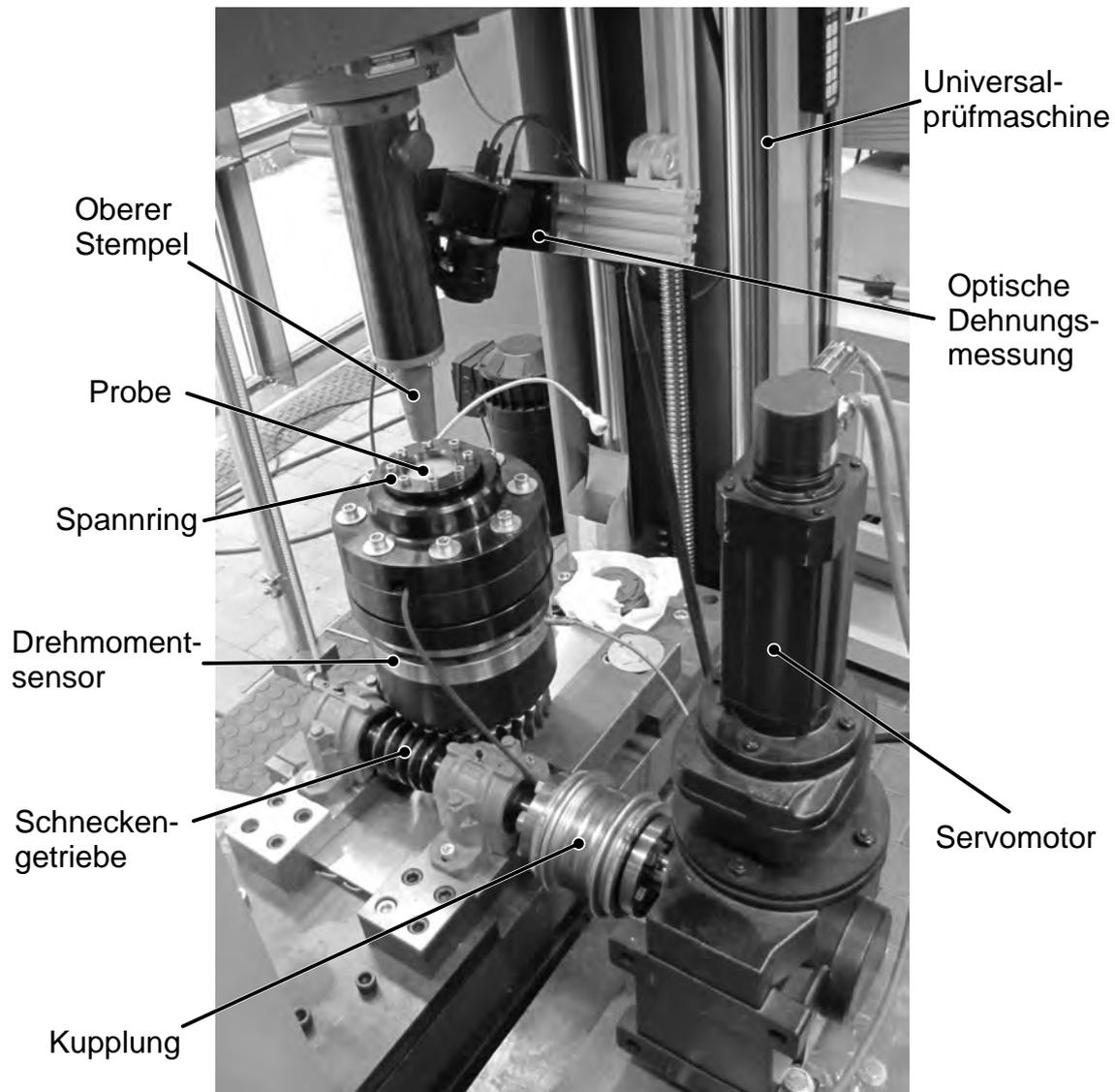


Bild 4.1: Experimentelle Prüfvorrichtung für ebene Torsionsversuche, integriert in Universalprüfmaschine

realisiert werden. Je nach Anordnung der Messkameras kann ein Ausschnitt von bis zu 90° erfasst werden.

4.1.3 Einspannwerkzeuge

Die stempelartigen Werkzeuge für die innere Einspannung sind austauschbar und lassen sich mit verschiedenen Einspannradien r_i einsetzen. Die äußere Einspannung wird über acht Zylinderschrauben manuell angezogen. Der Einspannradius außen beträgt $r_a = 30$ mm. Bei einem Probendurchmesser von 80 mm wird somit eine 10 mm breite Ringfläche eingespannt. Die Oberflächen der Einspannwerkzeuge weisen eine Struktur auf, die als Muster von kleinen Pyramidenspitzen beschrieben werden kann. **Bild 4.2** zeigt beispielhaft ein Werkzeug für die innere Einspannung.

In der Mitte des Werkzeugs befindet sich eine Bohrung, um Proben beim Einlegen in die Vorrichtung mithilfe eines Zylinderstiftes zu zentrieren. Die Strukturierung umfasst dabei die gesamte Kontaktfläche zur Probe. In der Standard-Konfiguration sind die Spitzen in einem Rechteckmuster mit Abständen von jeweils 1 mm angeordnet. Mithilfe dieser Riffelung soll die übertragbare Last zwischen Probe und Werkzeug erhöht werden. Diese Strukturierung kann durch Fräsen oder Erodieren erzeugt werden. Durch einen Härtevorgang nach der Fertigung wird die Verschleißbeständigkeit auch bei festeren Probenwerkstoffen gewährleistet. Mit der Positionierung eines Zylinderstiftes in die Mitte des unteren inneren Einspannwerkzeugs wird eine einfache Zentrierung der Probe beim Einlegen ermöglicht. Eine ausführliche Analyse des Einflusses der inneren Einspannwerkzeuge und der inneren Einspannkraft befindet sich in Abschnitt 4.4

4.1.4 Messung von Drehmoment und Drehwinkel

In **Bild 4.3** ist die Schnittansicht dieser Vorrichtung dargestellt. Der Drehmomentensensor ist eine Hohlwelle, die zwischen dem Schneckenrad und den Spannrings angebracht ist. Dieser Sensor erfährt die Rotationsbewegung und nimmt über eine DMS-Vollbrücke das übertragene Drehmoment zwischen Schneckengetriebe und Probeneinspannung auf. Es können Momente von bis zu 5000 Nm gemessen werden. Durch die Verwendung von Zylinderstiften zur Übertragung des Drehmoments an einer Stelle wird der Momentensensor vor zu hohen Axialkräften geschützt.

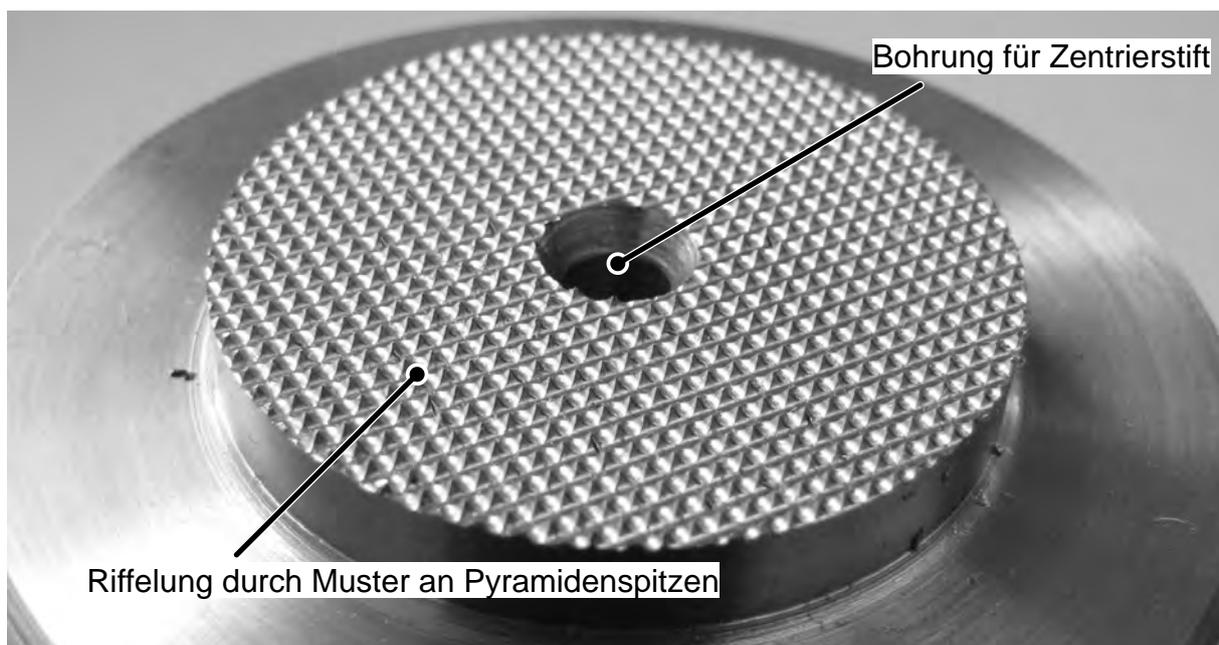


Bild 4.2: Oberflächenstruktur des inneren Einspannwerkzeugs durch Riffelung

Zur Messung des Drehwinkels wird ein Drehwinkelsensor in Form eines inkrementellen Zählers verwendet. Um den Anteil der elastischen Dehnung der Maschinenkomponenten zu minimieren, wird die Verdrehung zwischen dem unteren inneren Einspannwerkzeug und dem Zwischenboden gemessen. Durch die Ausnutzung der Signalvervierfachung kann der Verdrehwinkel θ mit einer Auflösung von $0,018^\circ$ gemessen werden.

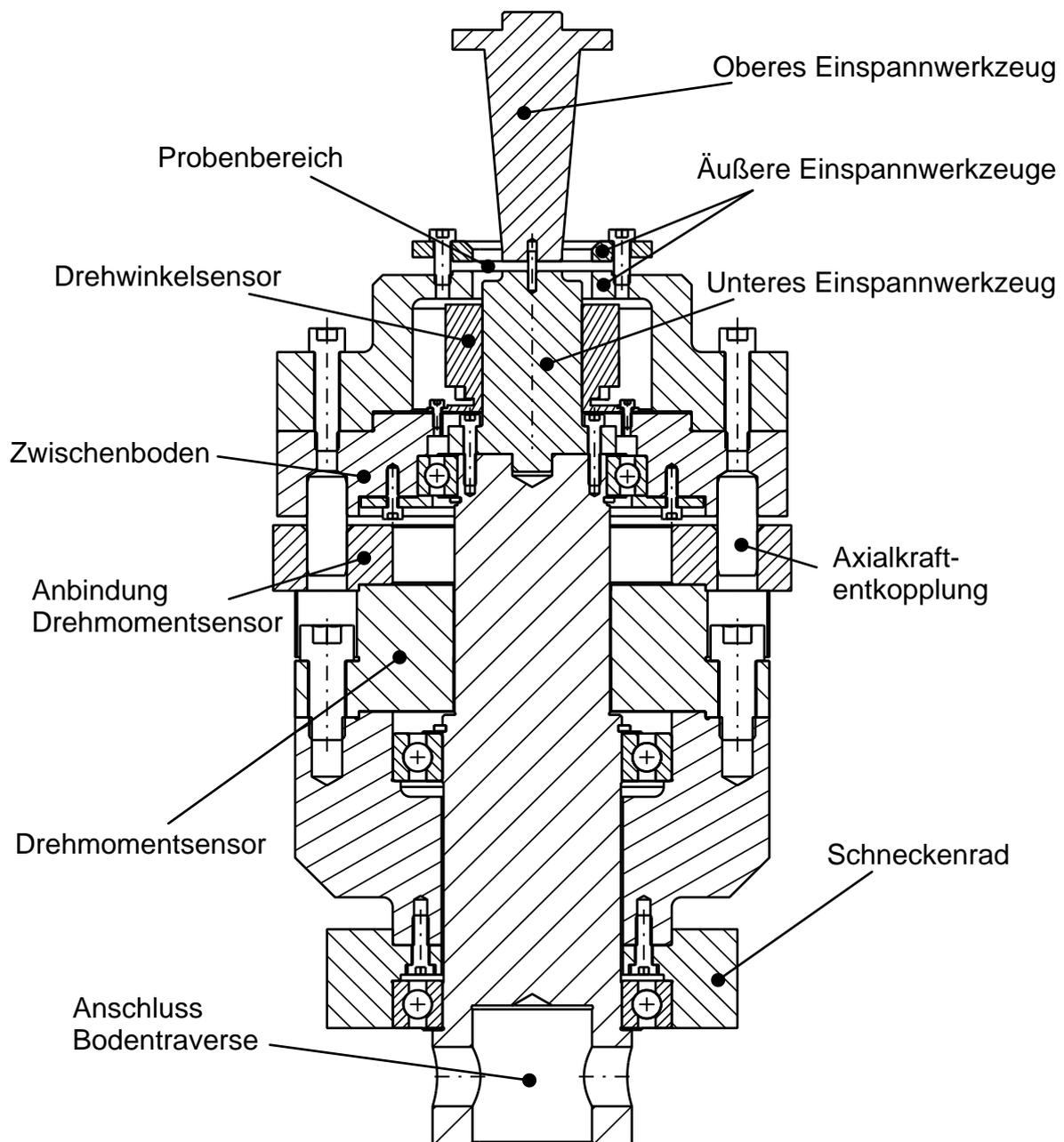


Bild 4.3: Prüfvorrichtung des ebenen Torsionsversuchs in Schnittansicht

4.1.5 Versuchswerkstoffe

Vier Blechwerkstoffe wurden im Rahmen von Kapitel 4, 6 und 7 betrachtet. Es handelt sich hierbei um jeweils zwei in der Automobilindustrie häufig verwendete Stahl- und Aluminiumlegierungen. Diese sollen im Folgenden kurz angeführt werden.

- **DC06** ist ein unlegierter interstitiell-freier Stahlwerkstoff. Dieser Werkstoff wurde kalt gewalzt und dressiert. Er zeichnet sich durch eine geringe Anfangsfließspannung, hohes Verfestigungsvermögen und eine hohe Duktilität aus.
- Der zweite Stahlwerkstoff ist ein Dualphasenstahl **DP600** mit der offiziellen Bezeichnung HCT600X. Hierbei handelt es sich um einen hochfesten Stahl, dessen Mikrostruktur aus einer ferritischen und einer martensitischen Phase besteht, wobei der Ferrit für die Duktilität und der Martensit für die Festigkeit des Werkstoffverhaltens verantwortlich ist (Llewellyn und Hillis, 1996). Die in dieser Arbeit untersuchten DP600-Bleche wurden beidseitig feuerverzinkt.
- **AA5182-O** ist eine Aluminiumlegierung im weichgeglühten Zustand mit Magnesium und Mangan als Legierungselemente. Dieser Werkstoff wird im Automobilbau hauptsächlich für nicht sichtbare Strukturteile eingesetzt. Der Grund ist die dynamische Reckalterung, auch als Portevin-Le-Chatelier-Effekt (PLC-Effekt) bezeichnet. Bei der plastischen Umformung bilden sich Fließfiguren, welche eine rau wirkende Oberfläche erzeugen.
- **AA6016-T4** ist eine Aluminiumlegierung mit Magnesium und Silizium als Legierungselemente. Der Zusatz T4 bezeichnet den lösungsgeglühten und warmausgelagerten Zustand. Im Gegensatz zu AA5182 sind keine Einbußen bei der Oberflächenqualität während der Umformung zu erwarten, sodass AA6016 auch für den Einsatz bei sichtbaren Karosserieteilen geeignet ist. Die mechanischen Eigenschaften dieses Werkstoffes werden stark durch Alterung beeinflusst, sodass unter anderem die Festigkeit mit der Zeit ansteigt.

Die zulässigen chemischen Zusammensetzungen der Werkstoffe sind in den Normen DIN EN 10130 (DC06), DIN EN 10346 (DP600) und DIN EN 573-3 (AA5182 und AA6016) festgelegt. In **Bild 4.4** sind die Fließkurven¹ dieser vier Werkstoffe dargestellt. Diese wurden im Zugversuch jeweils mit der Orientierung von 0°, 45° und 90° zur Walzrichtung aufgenommen. **Tabelle 4.1** zeigt die aufgenommenen

¹Die Fließkurven für den Werkstoff DP600 wurden vom Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg ermittelt und im Rahmen des DFG-Paketantrags 250, Teilprojekt 2, bereitgestellt.

Werte für den Elastizitätsmodul und die Lankfordparameter² r_0 , r_{45} und r_{90} . Die verwendeten Blechwerkstoffe lagen jeweils in der Blechstärke von $t = 1$ mm vor. Der Elastizitätsmodul wurde im Zugversuch anhand der Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve im anfänglich elastischen Bereich angepasst. Die höchste Festigkeit der vier Werkstoffe weist DP600 auf, der eine Anfangsfließspannung von ca. 400 MPa besitzt. DC06 und AA5182 zeigen ähnliche Fließspannungsverläufe mit

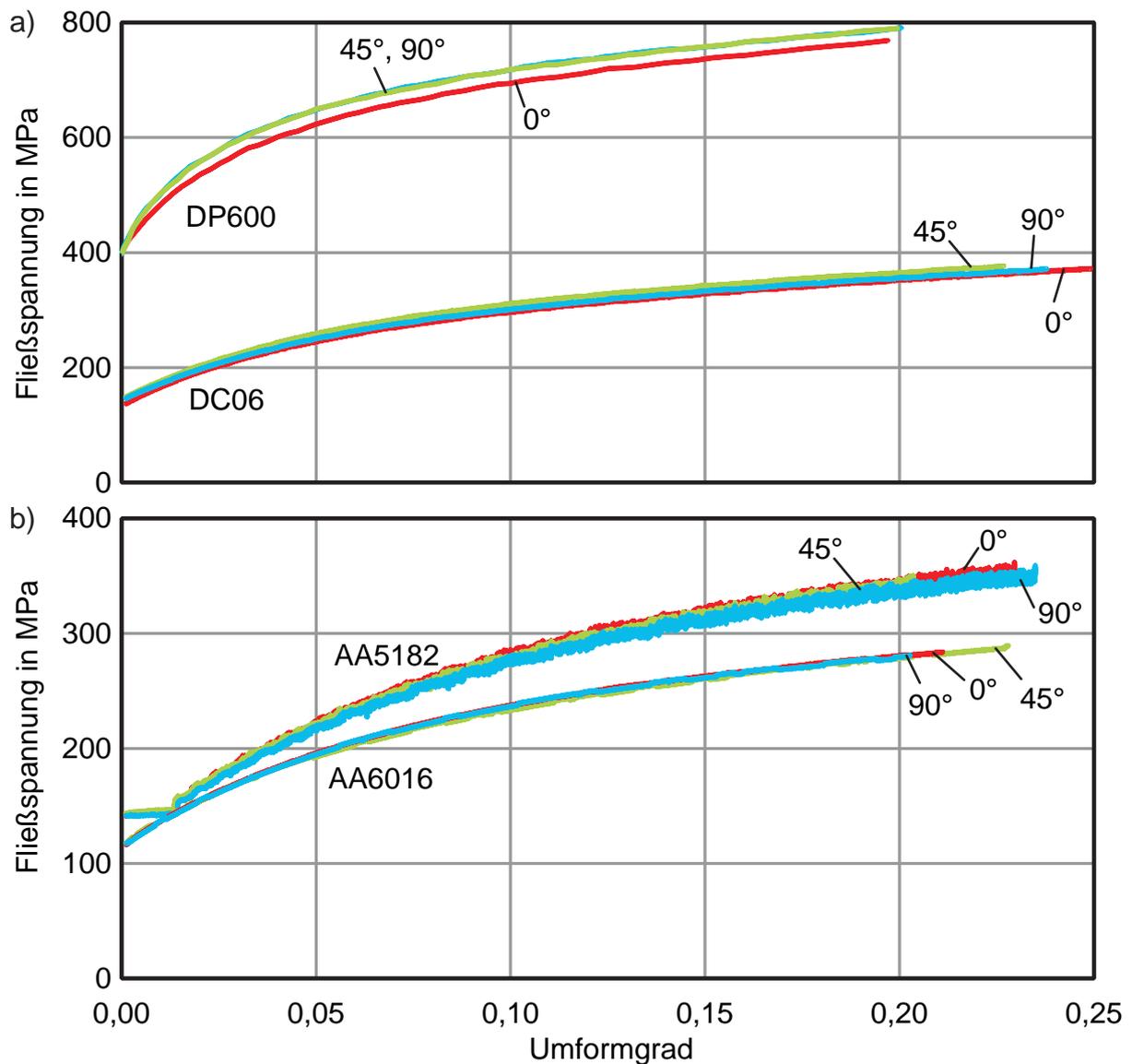


Bild 4.4: Fließkurven, ermittelt im einachsigen Zugversuch mit der Probenorientierung in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung für die Werkstoffe a) DC06 und DP600 sowie b) AA5182 und AA6016

²Die Lankfordparameter für DC06, DP600 und AA6016 wurden vom Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg ermittelt und im Rahmen des DFG-Paketantrags 250, Teilprojekt 2, bereitgestellt.

Tabelle 4.1: Übersicht der geprüften Blechwerkstoffe

Werkstoff	t in mm	E in GPa	r_0	r_{45}	r_{90}
DC06	1	191	2,01	1,71	2,39
DP600	1	208	0,83	0,77	0,93
AA5182	1	70,4	0,81	0,67	0,72
AA6016	1	69,7	0,63	0,41	0,77

einer Anfangsfließspannung von ca. 130-140 MPa. Die AA6016-Legierung hat im Vergleich dazu eine geringfügig niedrigere Fließkurve.

4.2 Optische Dehnungsmessung

Die optische Dehnungsmessung mittels Grauwertkorrelation ist ein verbreitetes Verfahren zur berührungslosen Bestimmung von Deformationen. Erste Anwendungsbeispiele wurden bereits von Chu et al. (1985) vorgestellt. In dieser Arbeit wurden optische Messsysteme der Firma GOM, hauptsächlich vom Typ ARAMIS, eingesetzt. Dieses System ist in der Lage, mithilfe einer flächigen optischen Verschiebungsmessung (Winter, 1993) an einem stochastischen Grauwertmuster die lokalen Deformationen zu berechnen. Hierzu werden in der Regel eine oder zwei Kameras verwendet. Ritter und Friebe (2001) zeigten die Einsetzbarkeit dieses Verfahrens bei der Analyse von plastischen Deformationen an Proben und Bauteilen. In diesem Abschnitt wird zunächst die Funktionsweise der Dehnungsberechnung aus der Verschiebungsmessung erläutert. Anschließend werden zwei Vorgehensweisen zur Auswertung des ebenen Torsionsversuchs mit der optischen Dehnungsmessung vorgestellt. Zudem werden kurz einige Bemerkungen zur Funktionsweise der optischen Dehnungsmessung angeführt. Die Besonderheiten bei der Verwendung dieses Messsystems, insbesondere bei der Auswertung des ebenen Torsionsversuchs, werden beschrieben.

4.2.1 Funktionsprinzip der Dehnungsberechnung bei der optischen Messung

Die Funktionsweise der Dehnungsberechnung für das optische Messsystem ARAMIS ist in der Bedienungsanleitung der Software beschrieben (GOM, 2007). Grundlage ist die optische Vermessung von Verschiebungen. In **Bild 4.5** ist ein Ausschnitt eines Grauwertmusters im undeformierten und deformierten Zustand abgebildet. Für jeden Punkt mit den Koordinaten \mathbf{p}_0 wird im deformierten Zustand anhand

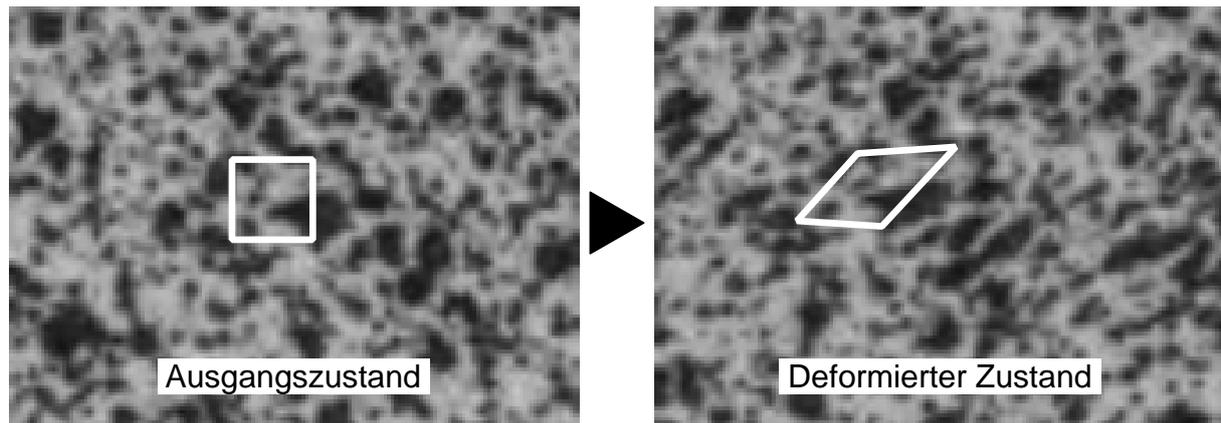


Bild 4.5: Verzerrung eines stochastischen Grauwertmusters während der plastischen Deformation

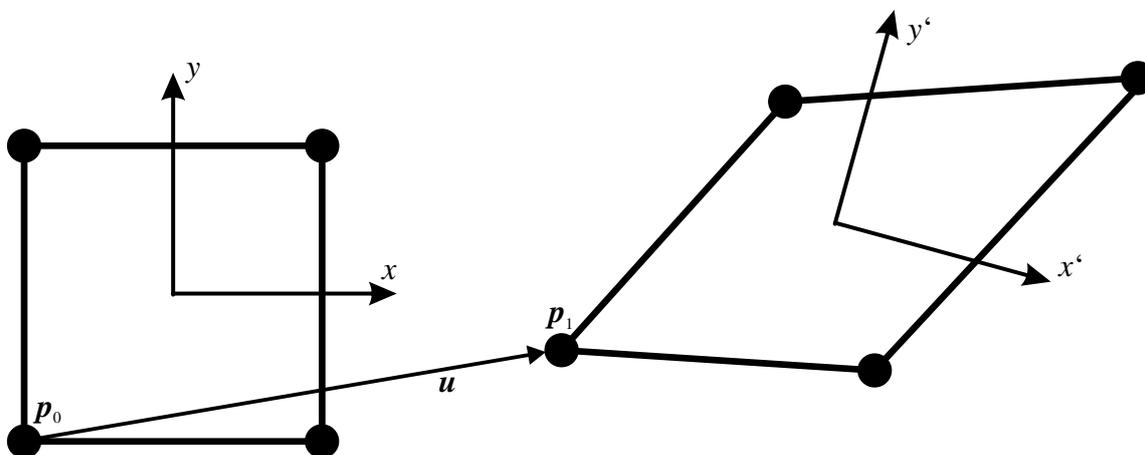


Bild 4.6: Veränderung eines zunächst quadratischen Elements während der Deformation

des Rasters eine neue Position mit den Koordinaten \mathbf{p}_1 gemessen. Im allgemeinen Fall erfährt das Muster eine Starrkörperverschiebung um \mathbf{u} , eine Rotation und eine Verzerrung. **Bild 4.6** zeigt an einem Beispiel die Veränderung eines zunächst quadratischen Elementes im zweidimensionalen Fall. Aus dem lokalen Koordinatensystem der Ausgangskonfiguration x - y entsteht das lokale Koordinatensystem der Zielkonfiguration x' - y' . Um die Dehnung an einer lokalen Position zu ermitteln, ist es notwendig, für einen Bereich um den jeweiligen Punkt eine homogene Deformation anzunehmen. Die Berechnung des Deformationsgradienten \mathbf{F} erfolgt mit

$$\mathbf{p}_1 = \mathbf{u} + \mathbf{F}\mathbf{p}_0. \quad (4.2)$$

Hierbei handelt es sich um ein lineares Gleichungssystem, in das die deformierten und undeformierten Koordinaten der Punkte im betrachteten Bereich eingesetzt werden können. Über die polare Zerlegung in

$$\mathbf{F} = \mathbf{R} \bullet \mathbf{U} \quad (4.3)$$

kann der rechte Cauchy-Green Verzerrungstensor mit

$$\mathbf{U}^2 = \mathbf{F}^T \mathbf{F} \quad (4.4)$$

angegeben werden. Mit der Kenntnis über die Komponenten von \mathbf{U} mit

$$\mathbf{U} = \begin{pmatrix} U_{11} & U_{12} \\ U_{21} & U_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 + \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{xy} & 1 + \varepsilon_y \end{pmatrix} \quad (4.5)$$

unter Vernachlässigung der quadratischen Terme sind auch die Dehnungen ε_x , ε_y und ε_{xy} bekannt.

4.2.2 Vorgehensweise bei der nachgeschalteten optischen Dehnungsmessung

Die nachgeschaltete Dehnungsmessung beim ebenen Torsionsversuch basiert auf der optischen Messung des deformierten Endzustands einer ebenen Torsionsprobe. Anders als bei der „Spiralenmethode“ nach Bauer (1989), wo eine einzelne Linie betrachtet wird, kann hierbei die vollflächige Messung realisiert werden. Mit der Möglichkeit zur nachgeschalteten Dehnungsmessung ergibt sich ein wesentlicher Vorteil des ebenen Torsionsversuchs. Die zeitlich kontinuierliche Messung der lokalen Dehnung ist in diesem Fall nicht notwendig, da durch den Spannungs- und Dehnungsgradienten zu jedem beliebigen Zeitpunkt während der Belastung die Information zu einer Fließkurve vorhanden ist. Voraussetzung hierfür ist eine monotone Belastung und die Annahme des isotropen Werkstoffverhaltens.

Bild 4.7 zeigt schematisch die Vorgehensweise. Zunächst ist ein Raster auf der Probenoberfläche aufzubringen, beispielsweise durch Aufsprühen eines stochastischen Grauwertmusters, oder, wie dargestellt, durch das Aufätzen eines regelmäßigen Punktrasters. Die optische Dehnungsmessung wird jeweils vor und nach der Prüfung durchgeführt. Zu diesem Zweck werden in Rahmen dieser Arbeit optische Messsysteme des Herstellers GOM mbH vom Typ ARGUS oder ARAMIS verwendet. Für jeden Messpunkt sind somit die Formänderung und die räumliche Position in Form der Koordinaten bekannt. Somit kann der Wert der Schubspannung aus **Gleichung 2.49** berechnet werden. Dazu wird in das höchste während

der Prüfung gemessene Drehmoment M_{\max} der jeweilige Radius r eingesetzt. Es wird angenommen, dass die Blechdicke t während der Torsion konstant bleibt. Die Schubspannung τ ist damit eine Funktion vom Radius r :

$$\tau(r) = \frac{M_{\max}}{2\pi \cdot t \cdot r^2}. \quad (4.6)$$

Durch die Zuordnung von gemessener Dehnung und errechneter Spannung für jeden Messpunkt entsteht eine Punktwolke, aus der die Fließkurve des Werkstoffes abgeleitet werden kann. Der Endzeitpunkt der Belastung kann sinnvollerweise dann gesetzt werden, wenn eine weitere Zunahme des Drehmoments nicht mehr vorliegt. Tatsächlich liegt jedoch für jeden Zeitpunkt während der Belastung die Information für eine Fließkurve auf der Probe vor. Der Unterschied liegt in dem Betrag der höchsten Dehnung sowie dem Grenzradius zwischen dem rein elastisch belasteten Bereich außen und dem plastisch deformierten inneren Bereich.

Die Messung einer Fließkurve erfolgt somit lediglich anhand von zwei Messungen. Da eine kontinuierliche Beobachtung und Messung von Dehnung und Spannung während des Versuchs nicht notwendig ist, bietet die nachgeschaltete Dehnungsmessung eine Möglichkeit, mit geringem Messaufwand Fließkurven aufzunehmen.

4.2.3 Vorgehensweise zur kontinuierlichen optischen Dehnungsmessung

Analog zu den meisten konventionellen Prüfverfahren kann auch eine zeitlich kontinuierliche Messung während des ebenen Torsionsversuchs angewendet werden, um

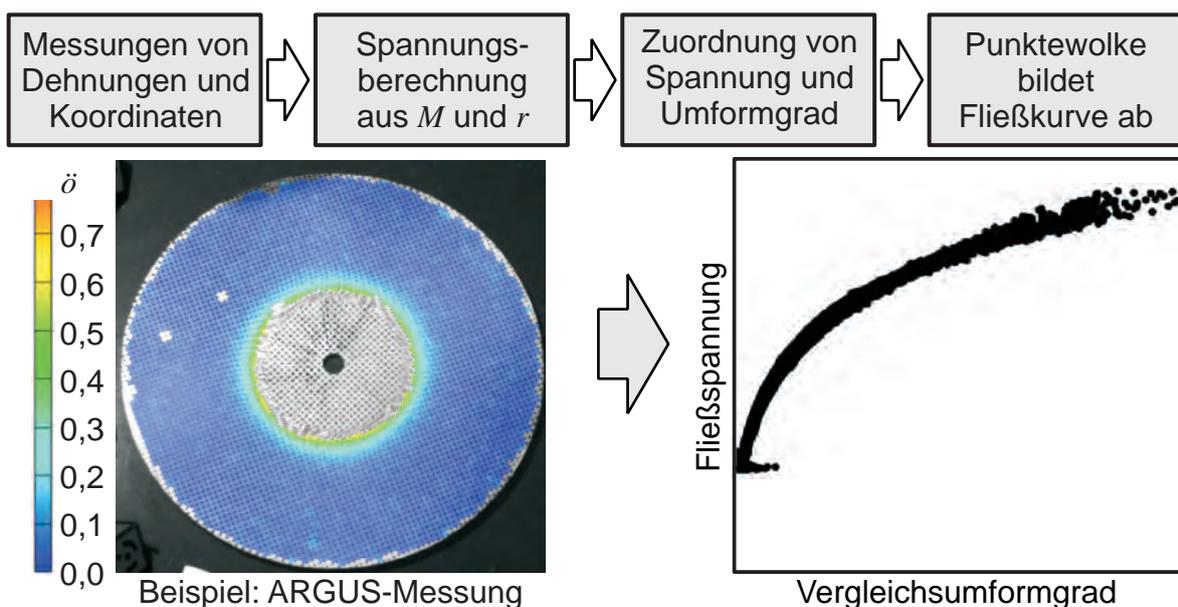


Bild 4.7: Vorgehensweise zur Fließkurvenermittlung durch die Methode der nachgeschalteten Dehnungsmessung

Fließkurven zu ermitteln. Hierzu bietet sich die optische Dehnungsmessung ebenfalls als ein effizientes Werkzeug an. Im Unterschied zur nachgeschalteten Dehnungsmessung wird in der Regel nicht die ganze Probe, sondern nur ein Ausschnitt erfassbar sein. Die Kamera-Sensoren sind daher im Versuchsaufbau zu integrieren, wobei auch eine Synchronisation der Dehnungsmesswerte und des Drehmoments erforderlich ist. Damit ist der experimentelle Messaufwand für die kontinuierliche Messung deutlich höher.

Nach der Messung kann entsprechend der Berechnung der Schubspannung nach Gleichung 2.49 für jeden Messpunkt ein Spannungs-Dehnungsverlauf zugeordnet werden. Für jeden einzelnen Versuch werden daher mehrere Fließkurven aufgenommen, die im Idealfall redundant sind und sich in ihrer maximalen Formänderung unterscheiden.

Bei einem Lastrichtungswechsel, welcher für zyklische Versuche auftritt, ist die Umformgeschichte während des gesamten Prozesses wichtig. Zu diesem Zweck reicht die im vorigen Abschnitt beschriebene nachgeschaltete Dehnungsmessung nicht mehr aus. Eine kontinuierliche optische Dehnungsmessung ist daher beispielsweise zur Charakterisierung der kinematischen Verfestigung erforderlich. Im Fall eines Lastumkehr-Versuchs mit jeweils einer Phase der Vor- und Rückbelastung ergibt sich beim ebenen Torsionsversuch für jede radiale Position ein anderer zyklischer Spannungs-Dehnungsverlauf. Die Auswertung an einer Stelle nahe der inneren Einspannung erbringt dementsprechend eine höhere Dehnungsamplitude als Positionen mit größerem Radius. Während die bisher bekannte Methode der kontinuierlichen Messung einer verzerrten Radiallinie aufwendig ist, ermöglicht die optische Dehnungsmessung eine Möglichkeit, ohne hohen manuellen Aufwand eine Vielzahl von zyklischen Kurven zu ermitteln. Die Besonderheit bei dieser Vorgehensweise liegt somit darin, dass aus einer einzigen Messung mehrere zyklische Scherkurven gemessen werden können.

4.2.4 Bemerkungen zur Verwendung des Messsystems ARAMIS beim ebenen Torsionsversuch

4.2.4.1 Randbereiche und Dehnungsgradient

Bei der Aufnahme eines Bildes werden in der Regel quadratische Pixelfelder zu einer Facette zusammengefasst. Durch die stochastische Berasterung ist die Software in der Lage, jede Facette während der gesamten Messung zu identifizieren und ihre Verschiebung und Verzerrung zu errechnen. Es ist zu beachten, dass nicht jede Facette auf einen exklusiven Pixelbereich verweist. Der Abstand zu den benachbarten Facetten ist einstellbar und geringer als die Facettenbreite. Somit umfasst jede Facette auch Musterbereiche, die für die Berechnung der Nachbarfacetten einbezogen

werden. Die Dehnung an einem lokalen Messpunkt wird nicht nur aus einer einzigen Facette errechnet, da dies aufgrund des Messrauschens zu instabilen Werten führen würde. Stattdessen werden neun Facetten eines quadratischen 3x3-Facettenfelds in die Dehnungsberechnung jeden Punktes einbezogen. Als Ergebnis wird der Wert der Dehnung der zentralen Facette zugeordnet. Diese Vorgehensweise hat unter anderem Folgen für Auswertungen an Randbereichen und hohe Deformationsgradienten. Eine starke Änderung der Dehnung über einen sehr kleinen räumlichen Bereich ist mit dieser Vorgehensweise nicht abbildbar. Bei Lücken im Raster oder an Probenrändern sind nicht alle neun Facetten eines geforderten 3x3 Feldes vorhanden. Eine Berechnung findet bei einer Mindestanzahl von vorhandenen Facetten weiterhin statt. In Zuständen, bei denen die Dehnung zum Probenrand hin stärker ansteigt, führt diese Methode dazu, dass durch die innenliegenden Nachbarfacetten der Mittelwert der Dehnung ungewollt zu niedrig eingeschätzt wird. Somit sind die gemessenen Deformationen an den Rändern entsprechend sorgfältig zu prüfen.

Der ebene Torsionsversuch weist gerade besonders große Dehnungen nahe der inneren Einspannung auf, welches als Rand der Messung zu betrachten ist. Zudem ist an dieser Stelle auch der höchste Gradient der Dehnung zu finden. Die Messung an dieser Stelle führt somit zu instabilen Werten und niedrigeren Zahlenwerten. Eine Messung der Dehnung bis unmittelbar vor der Einspannung ist somit nicht möglich. Das ist daher ein Nachteil bei der Verwendung der optischen Dehnungsmesstechnik für den ebenen Torsionsversuch.

4.2.4.2 Verwendbarkeit verschiedener Dehnungskomponenten

In Abhängigkeit vom gewählten Koordinatensystem mit den Richtungen x, y, z sind die gemessenen Deformationen als Dehnungskomponenten im Messsystem darstellbar. Die technische Dehnung lässt sich in den ebenen Komponenten $\varepsilon_x, \varepsilon_y$ und ε_{xy} darstellen. Zudem ist die Darstellung auch als Hauptdehnung und Hauptumformgrad in der Ebene $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ bzw. φ_1, φ_2 oder als Vergleichsumformgrad φ_v möglich. Die Dehnungskomponente φ_z bzw. ε_z in Blechdickenrichtung wird anhand der Volumenkonstanz aus den ebenen Hauptformänderungen errechnet. Es ist zu beachten, dass die logarithmischen Dehnungskomponenten $\varphi_x, \varphi_y, \varphi_{xy}$ in der Software nicht der korrekten Definition des Hencky-Tensors entsprechen. Von einer Benutzung dieser Komponenten ist daher abzuraten.

Die Verwendung der berechneten Hauptdehnungen und Hauptformänderungen ist im Bereich sehr kleiner Deformationen zu vermeiden. Aufgrund des Messrauschens wird jeder Facette stets eine geringe Verzerrung zugeordnet. Damit ist der Zahlenwert für die beiden ebenen Hauptdehnungen außer beim Ausgangszustand niemals numerisch 0. Stattdessen wird auch ohne tatsächliche Deformation ein Schwellen-

wert für die Deformation angezeigt. Da die Hauptdehnung bzw. die Hauptformänderung auch zur Berechnung des Vergleichsumformgrades herangezogen wird, ist auch diese Ausgabe bei Zuständen mit sehr geringer Deformation nicht brauchbar. Somit ist die elastische Deformation zu Beginn einer Umformung anhand von Einzelmessungen kaum mit der optischen Dehnungsmessung erfassbar. Auch die richtungsbezogenen Werte ε_x und ε_y sind für jeden Einzelwert mit einer Streuung behaftet, die bei sehr kleinen Dehnungen einen signifikanten Fehler verursachen können. Abhilfe schafft eine Vorgehensweise, bei der die jeweiligen Komponenten der Dehnung ε_x und ε_y über einen Bereich der Probe aufgenommen und gemittelt werden. Somit wäre das Rauschen durch die Mittelwertbildung stark vermindert; eine Messung der Dehnung auch bei elastischen Deformationen ist denkbar. Im Fall des ebenen Torsionsversuchs und anderer rotationssymmetrischer Probleme ist zuvor noch eine Rotation der Dehnungskomponenten $\varepsilon_x, \varepsilon_y$ und ε_{xy} entsprechend der Position des Messpunktes vorzunehmen, wenn eine Darstellung in Zylinderkoordinaten gewünscht ist.

4.2.4.3 Verwendbarkeit als Extensometer

Bei der Messung von Scherdeformationen kann beispielsweise der Vergleichsumformgrad φ_v verwendet werden. Wenn sichergestellt ist, dass einfache Scherung vorliegt, kann die Scherdehnung mit $\gamma = \sqrt{3} \cdot \varphi_v$ errechnet werden. Wenn jedoch auch die anfängliche Belastung kontinuierlich abgebildet werden soll, ist dies aufgrund des oben beschriebenen Messrauschens mit einem Sprung im Dehnungswert versehen. Die Verwendung der Komponenten der technischen Dehnung führt bei großen Deformationen nach einer Rotation jedoch zu unrealistisch hohen Werten für die radiale und tangential Dehnungskomponente ε_r bzw. ε_ϕ beim ebenen Torsionsversuch. Eine radiale Verschiebung von Messpunkten oder eine Streckung oder Stauchung in tangentialer Richtung konnte jedoch nicht gemessen werden. Die errechneten tangentialen Scherdehnungen $\gamma_{r\phi}$ liefern jedoch realistische Werte. Eine alternative Methode zur Bestimmung der Scherdehnung kann die Verwendung des Messsystems als optisches Extensometer liefern. Statt die Dehnungswerte an den Messpunkten zu ermitteln, werden die Verschiebungen bzw. Verdrehungen von Ringsegmenten ausgewertet und mithilfe des Radius zu Scherdehnungen umgerechnet. Diese Methode ist insbesondere bei der kontinuierlichen Dehnungsmessung eine mögliche Vorgehensweise.

4.3 Fließkurvenermittlung

In den Abschnitten 4.2.2 und 4.2.3 wurden beide Vorgehensweisen zur optischen Dehnungsmessung erläutert. An dieser Stelle sollen nun anhand von Anwendungs-

beispielen das Potenzial und die Grenzen dieser Methoden für die Ermittlung monotoner Fließkurven diskutiert werden. Bei den durchgeführten Versuchen kamen ARAMIS-Messsysteme zum Einsatz. Die Ergebnisse beider Vorgehensweisen werden untereinander und mit Fließkurven aus dem einachsigen Zugversuch verglichen. Im Anschluss findet eine ausführliche Betrachtung der dynamischen Reckalterung für den Werkstoff AA5182 statt. Zusätzlich werden Hypothesen für die Ursache der Fließkurvenabweichung zum Zugversuch beim DC06 analysiert. Eine Fehlerbetrachtung zur Messung der Dehnungen und Spannungen für beide Vorgehensweisen der Fließkurvenermittlung befindet sich am Ende dieses Abschnitts.

4.3.1 Ergebnisse der nachgeschalteten Dehnungsmessung

Bild 4.8 zeigt ein Beispiel für den Werkstoff DC06. Mit der Blechdicke $t = 1$ mm, einem inneren Einspannradius von $r_i = 15$ mm und dem äußeren Einspannradius von $r_a = 30$ mm wurden bezüglich der Faltenbildung unkritische Abmessungen gewählt. Jeder einzelne Messpunkt ergibt dabei einen Eintrag im Diagramm. Dabei wurden die Werte direkt in Vergleichsspannung und Vergleichsumformgrad nach von Mises umgerechnet. Im dargestellten Beispiel kann ein Vergleichsumformgrad von 1,0 erreicht werden. Es ist zu erkennen, dass die Dichte der Punkte mit zunehmender Dehnung und Nähe zur inneren Einspannung abnimmt, während vergleichsweise viele Punkte mit geringer Deformation gemessen werden können. In der Regel wird eine vollständige Plastifizierung des freien Ringbereichs nicht er-

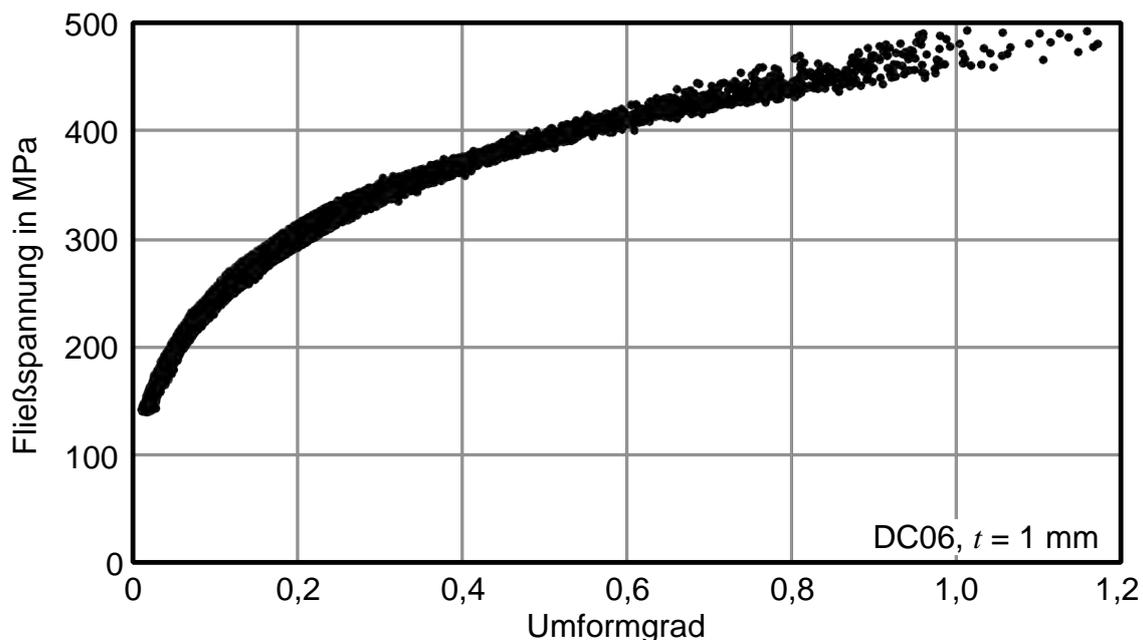


Bild 4.8: Beispiel einer Punktwolke zur Ermittlung einer Fließkurve aus dem ebenen Torsionsversuch am Werkstoff DC06

reicht. Mithilfe eines Filters wurden die rein elastisch belasteten Messpunkte von der Auswertung ausgeschlossen, da diese durch Messrauschen das gemessene Verfestigungsverhalten bei kleinen Umformgraden überlagern können.

Die vergleichsweise hohen Formänderungen beim Tiefziehstahl DC06 können nicht mit allen Blechwerkstoffen erreicht werden. Bei DP600 und AA5182 tritt der Abfall des Drehmoments bei deutlich geringerem Drehwinkel auf, sodass die erreichte maximale Formänderung ebenfalls geringer ausfällt (siehe **Bild 4.9**). Der Verlauf der Verfestigung ist anhand der Messdaten klar erkennbar. Obwohl die vorgeschlagene Methodik für die gezeigten Werkstoffe geeignet ist, können nur Umformgrade von bis zu $\varphi \approx 0,5$ erreicht werden. Es fällt auf, dass die Dichte der Punktwolke ab einem Umformgrad von ca. 0,3 geringer wird. Dabei markiert nicht die Entstehung von Falten die Prozessgrenze, sondern das Durchrutschen der inneren Einspannung im Fall bei DP600 und ein Abfall des Drehmoments bei den Aluminium-Legierungen ohne offensichtliches Rutschen. In den nachfolgenden Kapiteln sollen daher der Einfluss der Verfestigung und die Gestaltung der inneren Einspannung näher diskutiert werden.

4.3.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Dehnungsmessung

Bild 4.10 zeigt den Bildausschnitt bei der kontinuierlichen Dehnungsmessung. Aufgrund der Anordnung der Einspannung und der Kamerasensoren kann in der Regel ein Kreisausschnitt von ca. 60° bis 90° erfasst werden. Im eingespannten Zustand wird der sichtbare Probenbereich von der inneren Einspannung und dem äußeren Klemmring begrenzt. Eine Besonderheit bei dieser Messung liegt darin, dass der Mittelpunkt der Rotation nicht direkt in der Messung enthalten ist. Um die korrekten Werte für den Radius eines jeden Messpunktes zu bestimmen, ist es notwendig, vor den eigentlichen Versuchen eine unbelastete Starrkörperrotation

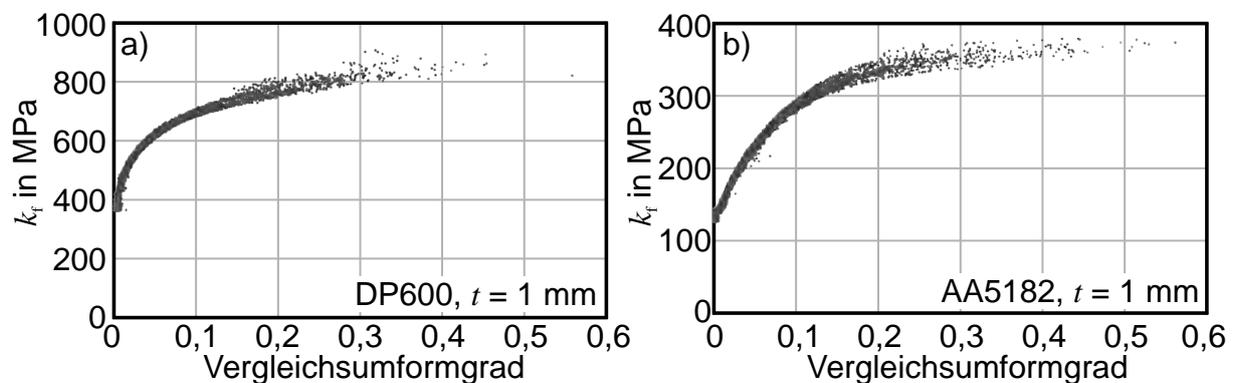


Bild 4.9: Ermittelte Punktwolken zur Identifikation der Fließkurve für die Blechwerkstoffe a) DP600 und b) AA5182

zu vermessen. Durch die Kreisbahn lässt sich das Zentrum in den nachfolgenden Messungen mit derselben Kamerakonstellation und Kalibrierung errechnen.

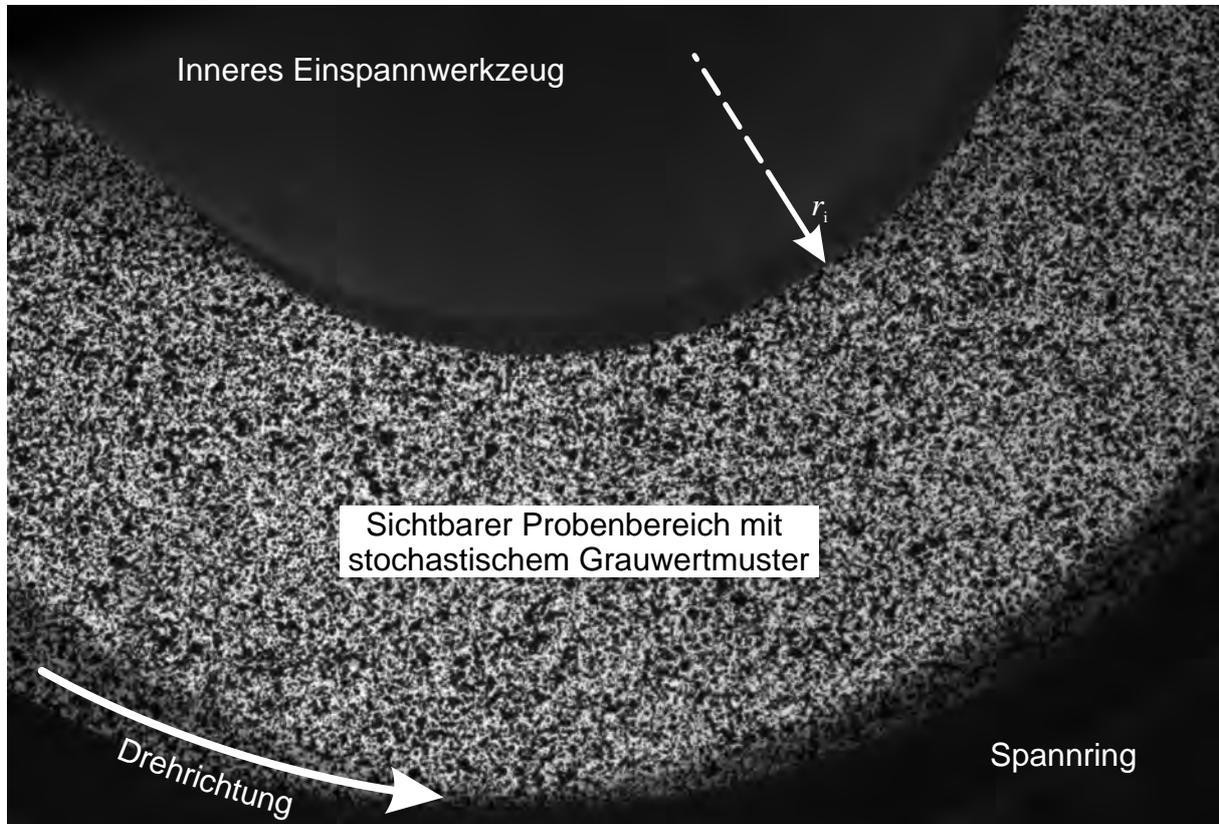


Bild 4.10: Bildausschnitt der optischen Dehnungsmessung

Als Anwendungsbeispiele sind in **Bild 4.11** und **4.12** ermittelte Scherkurven für die Stahlwerkstoffe DC06 und DP600 dargestellt. Zudem befinden sich die Scherkurven der Aluminiumwerkstoffe AA5182 und AA6016 in **Bild 4.13**. Alle geprüften Werkstoffe haben eine Blechdicke von $t = 1$ mm. Auch hier wurde ein innerer Spannungsradius von $r_i = 15$ mm gewählt. Wegen der Streuung der Dehnungsmessung ist es nicht empfehlenswert, eine eigene Kurve für einen einzelnen Messpunkt aufzuzeichnen. Aus diesem Grund wurden für die dargestellten Diagramme kreisförmige Bogenschnitte mit unterschiedlichen Radien angelegt. Die Werte der Scherdehnung γ in tangentialer Richtung wurden für jeden Radius aus dem Mittelwert der entsprechenden Messpunkte errechnet; das Ende einer Kurve wurde jeweils mit dem entsprechenden Radius des Schnittes gekennzeichnet.

Die Dehnungswerte beinhalten hier auch den elastischen Anteil. Es lässt sich feststellen, dass die anfängliche Scherfließspannung gut wiedergegeben werden kann. Die an unterschiedlichen Radien gemessenen Fließkurven stimmen zum großen Teil

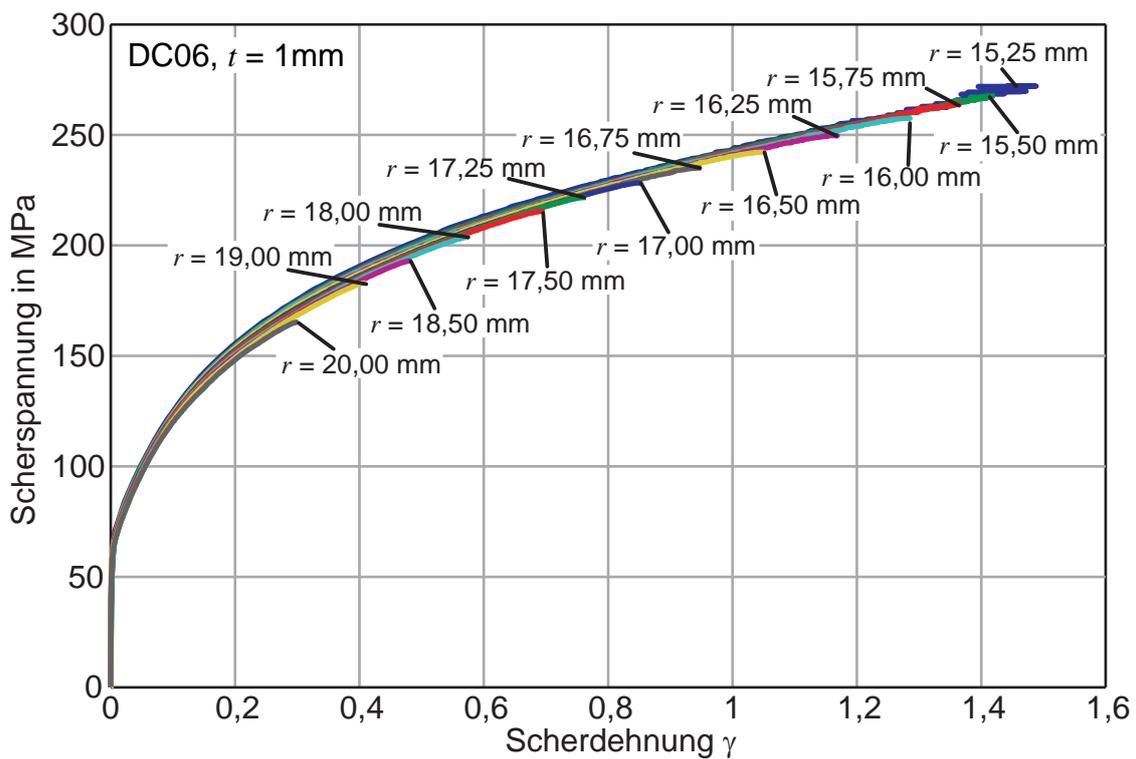


Bild 4.11: Ermittelte Scherfließkurven für DC06 mittels kontinuierlicher Dehnungsmessung

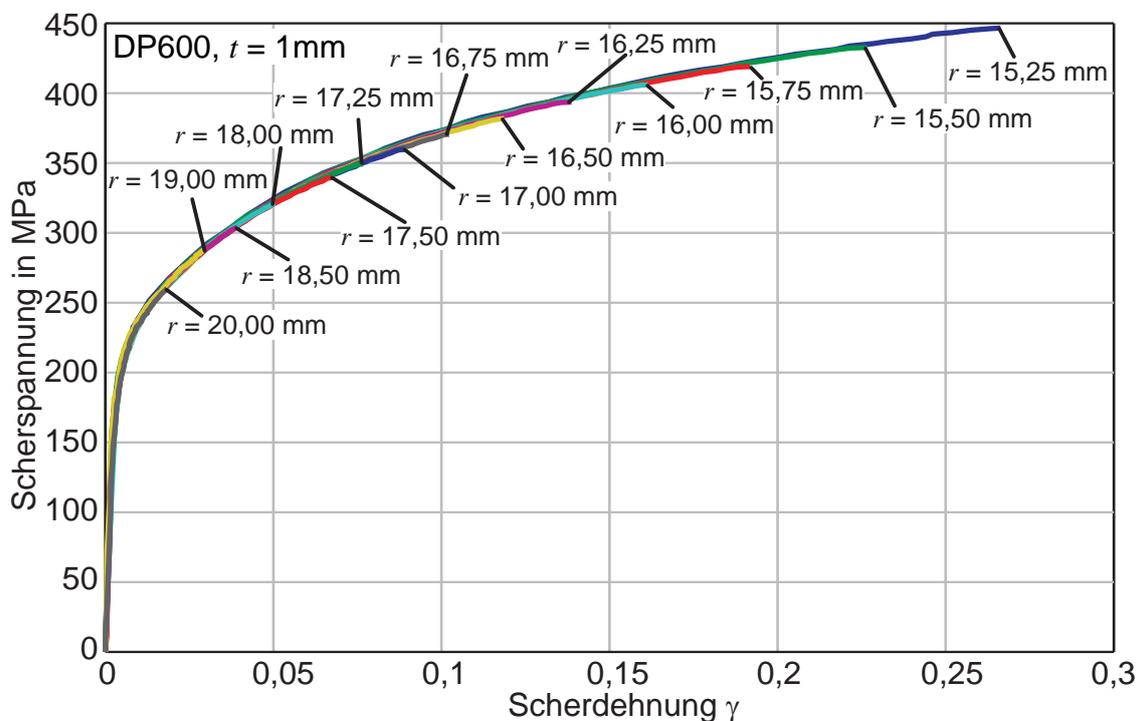


Bild 4.12: Ermittelte Scherfließkurven für DP600 mittels kontinuierlicher Dehnungsmessung

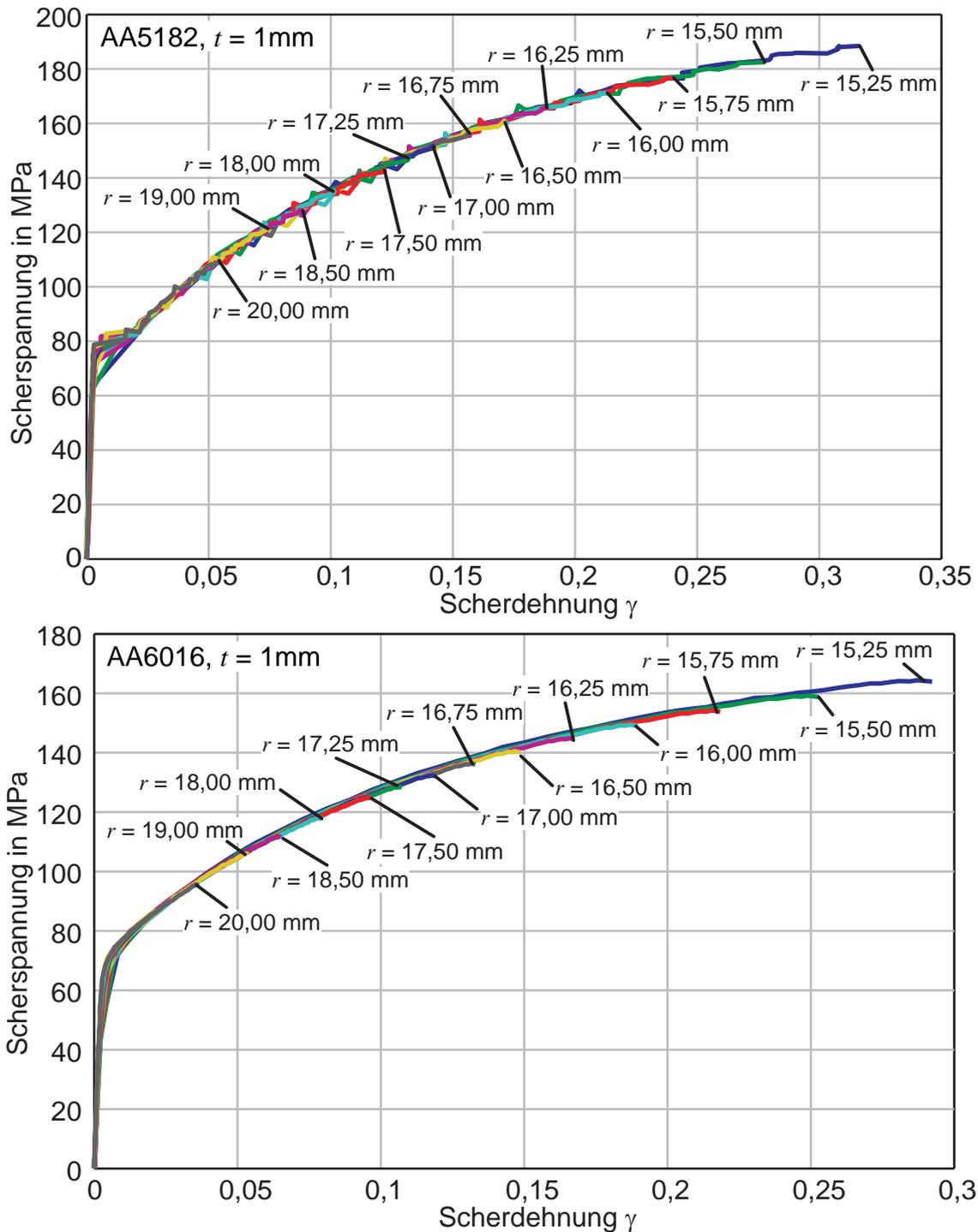


Bild 4.13: Ermittelte Scherfließkurven für AA5182 und AA6016 mittels kontinuierlicher Dehnungsmessung

überein, für DC06 lässt sich eine leichte Abnahme der Spannung mit größeren Dehnungen feststellen. Erneut lassen sich für DC06 deutlich höhere Formänderungen realisieren als für die Aluminiumlegierungen und den DP600. Diese erreichen in den dargestellten Beispielen nur eine Scherdehnung von 0,3. Es kann jedoch eine leichte Instabilität der Dehnungsmessung bei größeren Deformationen von $\gamma > 1$ in

Form einer Streuung festgestellt werden. Auffällig ist die ausgeprägte Streckgrenze bei AA5182, welche mit der kontinuierlichen Dehnungsmessung ebenfalls erfasst werden kann. Nicht alle gemessenen Radien weisen einen Messpunkt in diesem Bereich auf, sodass bei kleineren Radien die ausgeprägte Streckgrenze durch die schnellere Formänderung von der Messrate nicht erfasst wird. Weiterhin lässt sich ein stufenförmiger Verlauf der Fließkurven bei AA5182 erkennen, welcher durch die dynamische Reckalterung hervorgerufen wird. Die Auswirkungen der dynamischen Reckalterung im ebenen Torsionsversuch werden in Abschnitt 4.3.4 im Detail erläutert.

4.3.3 Vergleich der unterschiedlichen Dehnungsmessmethoden

In diesem Abschnitt sollen die zuvor beschriebenen Auswertungsmethoden des ebenen Torsionsversuchs mit nachgeschalteter und kontinuierlicher Dehnungsmessung verglichen werden. Zudem sollen die Ergebnisse des standardisierten einachsigen Zugversuchs herangezogen werden, um die Fließkurven aus dem ebenen Torsionsversuch zu verifizieren. Teile der nachfolgenden Ergebnisse wurde in Yin et al. (2012a) veröffentlicht.

Bild 4.14 zeigt unter anderem die Ergebnisse von drei Proben, welche jeweils mit der nachgeschalteten Dehnungsmessung ausgewertet wurden. Die drei in unterschiedlichen Farben dargestellten Punktwolken weisen auf eine gute Reproduzierbarkeit hin. Die kontinuierliche Dehnungsmessung bei $r = 15,25$ mm ergibt im Rahmen der Streuung das gleiche Bild wie die nachgeschaltete Dehnungsmessung. Auch kann bei DC06 ein ähnlich hohes Dehnungsniveau für die Fließkurve erreicht werden. Im Vergleich mit der Fließkurve aus dem einachsigen Zugversuch ist festzustellen, dass die Fließkurve aus dem ebenen Torsionsversuch ein deutlich niedrigeres Spannungsniveau aufweist, obwohl die Anfangsfließspannung gut übereinstimmt.

Bild 4.15 zeigt das Resultat für den Werkstoff AA5182. Hier lässt sich feststellen, dass die Fließkurve mit beiden Messmethoden in guter Übereinstimmung mit dem Zugversuch ermittelt werden kann. Die ausgeprägte Streckgrenze ist in beiden Auswertungsvarianten ansatzweise zu erkennen. Die dynamische Reckalterung wirkt sich stark auf die ermittelte Fließkurve im Zugversuch durch starkes Rauschen im Spannungswert aus. Ab einem Vergleichsumformgrad von 0,2 lässt sich eine tendenziell höhere Fließspannung aus den Daten des Zugversuchs ablesen als beim ebenen Torsionsversuch.

Die kontinuierliche Dehnungsmessung kann die hohen Dehnungswerte aus der nachgeschalteten Dehnungsmessung nicht erreichen. Dies ist die Folge der Messauswertung, bei der jeweils ein Wert pro Radius gemittelt wird, während bei der nachgeschalteten Messung jede Position einen Messpunkt ergibt. Da zudem ein geringe-

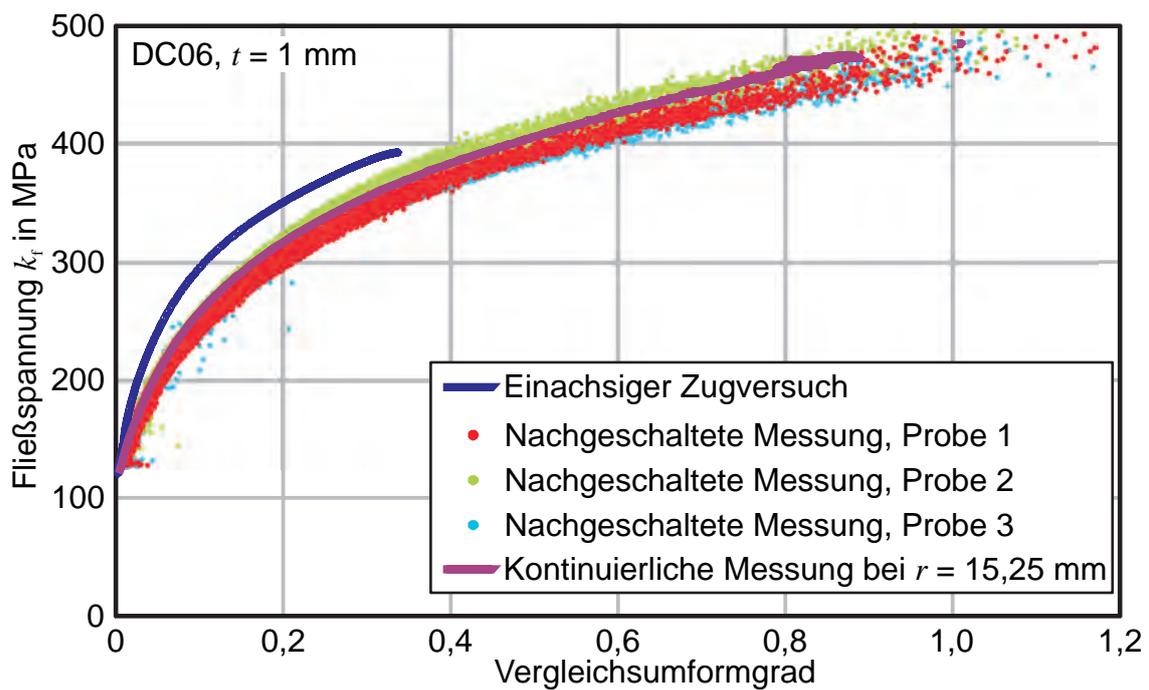


Bild 4.14: Vergleich der ermittelten Fließkurven mithilfe der kontinuierlichen und nachgeschalteten Dehnungsmessung mit dem Ergebnis des Zugversuchs am Werkstoff DC06 mit Blechdicke $t = 1$ mm

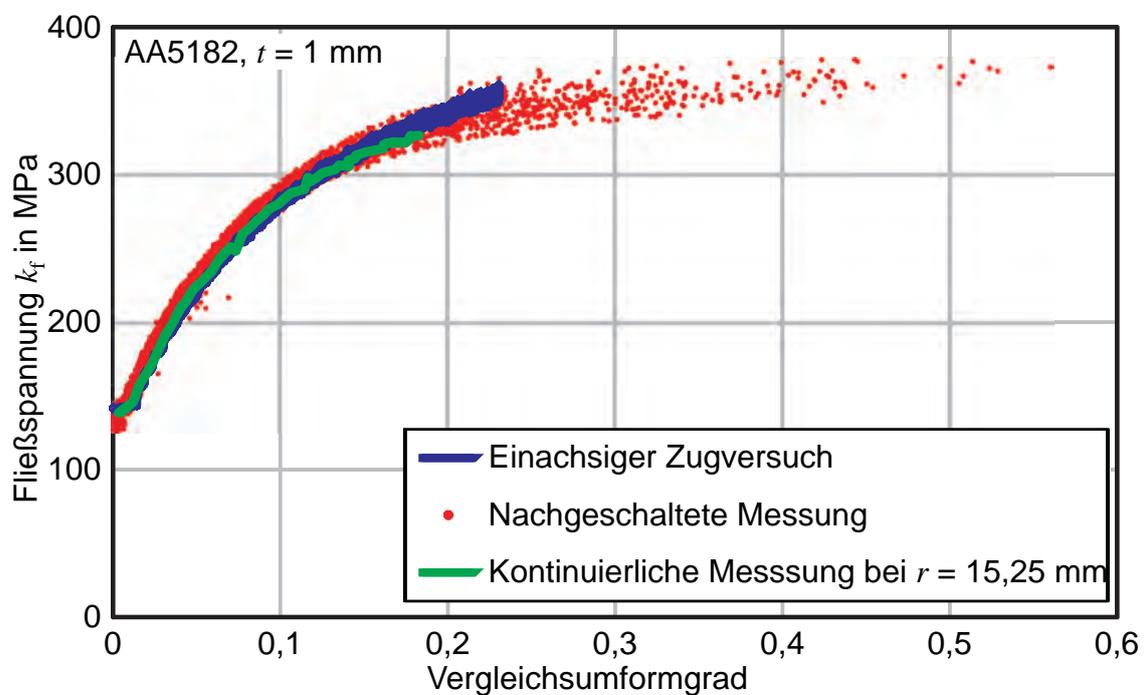


Bild 4.15: Vergleich der ermittelten Fließkurven mit dem Ergebnis des Zugversuchs am Werkstoff AA5182 mit Blechdicke $t = 1$ mm

rer Probenausschnitt beobachtet wird, gehen lokal gemessene hohe Dehnungswerte durch die Mittelwertbildung nicht direkt in das Ergebnis ein.

Die Ergebnisse für DP600 in **Bild 4.16** zeigen eine sehr gute Übereinstimmung der nachgeschalteten Dehnungsmessung mit den Ergebnissen des Zugversuchs. Der

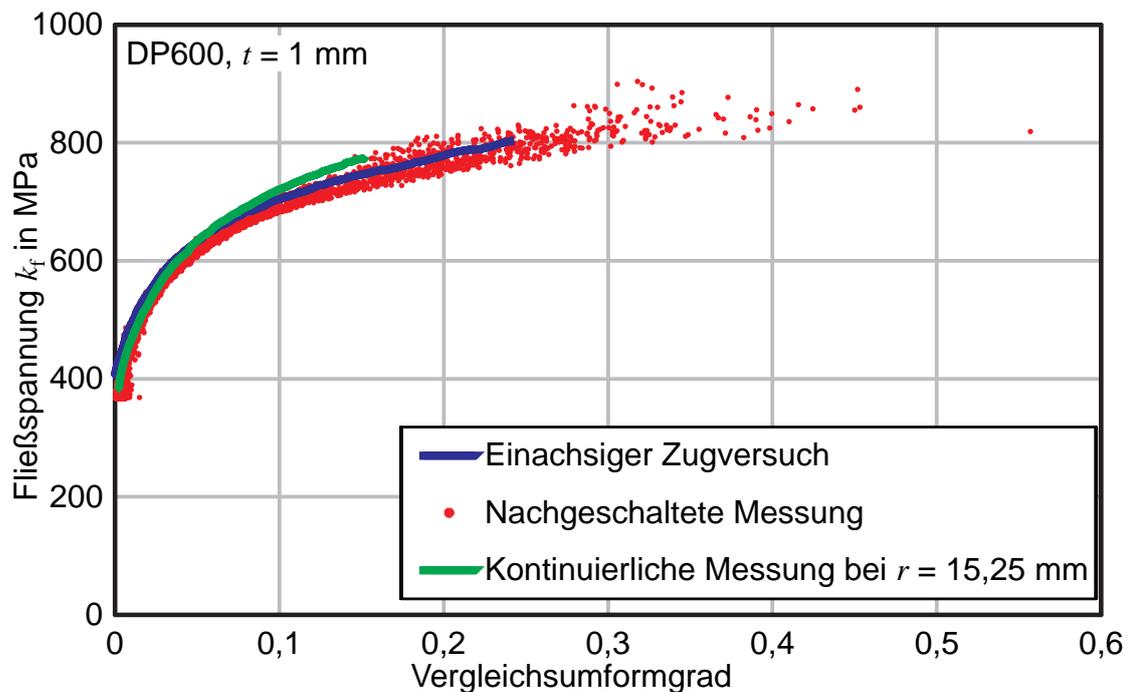


Bild 4.16: Vergleich der ermittelten Fließkurven mit dem Ergebnis des Zugversuchs am Werkstoff DP600 mit Blechdicke $t = 1 \text{ mm}$

Verfestigungsverlauf im Zugversuch wird von der Punktwolke gut wiedergegeben. Die kontinuierliche Dehnungsmessung zeigt zu Beginn ebenfalls eine gute Übereinstimmung. Mit zunehmender Deformation weicht die Fließkurve der kontinuierlichen Dehnungsmessung ab, sodass höhere Spannungswerte angegeben werden. Ein direkter Vergleich der ermittelten Fließkurven für AA6016 ist aufgrund der Alterung des Werkstoffes anhand der vorhandenen Messdaten nicht möglich, da diese zu unterschiedlichen Zeitpunkten erzeugt wurden.

Diese Analyse der beiden unterschiedlichen Dehnungsmessmethoden zeigt, dass diese grundsätzlich vergleichbare Ergebnisse liefert. Je nach Werkstoff können höhere Umformgrade mit der nachgeschalteten Dehnungsmessung aufgezeichnet werden, da die kontinuierliche Dehnungsmessung eine Mittelwertbildung vornimmt. Bei der Durchführung stellt die nachgeschaltete Dehnungsmessung einen geringeren Messaufwand dar im Vergleich zur kontinuierlichen Messung. Die erforderlichen Datenmengen zur Speicherung der Messsignale sind ebenfalls kleiner. Die kontinuierliche

Messung zeigt eine geringere Streuung als die Punktwolke der nachgeschalteten Messung. Zudem bietet sie, wie bereits oben erwähnt, die Möglichkeit zur Auswertung zyklischer Versuche. Im Vergleich mit den Zugversuchsergebnissen ist bei DC06 auffällig, dass die Torsions-Fließkurven einen deutlich niedrigeren Verlauf aufweisen. Dieser Effekt kann für die anderen Werkstoffe nicht beobachtet werden. Eine ausführliche Diskussion dieses Unterschieds zum Zugversuch wird daher in Abschnitt 4.3.5 geführt.

4.3.4 Dynamische Reckalterung im ebenen Torsionsversuch

Die mittels der kontinuierlichen Dehnungsmessung aufgenommenen Kurven für den Werkstoff AA5182 (siehe Abschnitt 4.2.3, Bild 4.13) zeigen zum einen die ausgeprägte Streckgrenze und zum anderen einen treppenartigen Verlauf der Fließkurve, welche sich deutlich von den Messdaten der anderen Blechwerkstoffe unterscheidet. Der Grund hierfür ist die dynamische Reckalterung, auch Portevin-Le-Chatelier-Effekt (PLC-Effekt) genannt. Dabei ist die Bewegung der Versetzungen durch im Gitter gelöste Fremdatome behindert, die sich vorzugsweise in der Nähe von Gitterfehlern ansammeln. Durch diese Behinderung ist die notwendige Spannung zum Bewegen der Versetzung höher als die eigentlich benötigte Fließspannung. Wenn sich die Versetzung von einer Wolke von Fremdatomen lösen kann, steigt die Umformgeschwindigkeit lokal an bei gleichzeitig sinkender Spannung. Dies bewirkt, dass der Spannungs-Dehnungsverlauf einen stufenartigen Anstieg aufweist. **Bild 4.17** zeigt die optische Dehnungsmessung am Beispiel einer Probe aus AA5182 zu vier unterschiedlichen Belastungszeitpunkten. Die abgebildeten Messungen folgen nicht direkt aufeinander; die jeweilige Momentbelastung M und die Versuchszeit t_s sind aufgeführt. Die Farbkontur stellt die durchschnittliche Formänderungsgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ seit der letzten Messstufe dar. Die Aufnahmen wurden in einem Zeitintervall von $\Delta t_s = 6$ s getaktet. Rote Bereiche kennzeichnen in den Bildern eine Formänderung mindestens mit einer durchschnittlichen Geschwindigkeit von 10^{-3} s^{-1} seit der letzten Aufnahme. Grüne Bereiche bedeuten, dass annähernd keine Deformation seit der letzten Messung an der Stelle stattgefunden hat. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Deformation zeitlich diskontinuierlich voranschreitet. Verschiedene ringförmige Bereiche erfahren jeweils zu einem Zeitpunkt plastische Umformung. Der deutlichste Ringbereich wandert dabei von innen nach außen und repräsentiert die ausgeprägte Streckgrenze in der Fließkurve. Die Grenze zwischen elastischer und plastischer Deformation am Radius $r = r_f$ lässt sich anhand dieses Rings bestimmen. Das Scherband des anfänglichen Fließens ist jedoch nicht zu jedem Zeitpunkt sichtbar (siehe **Bild 4.17c**). Auch nach der ausgeprägten Streckgrenze findet keine simultane Deformation für die Bereiche von $r < r_f$ statt, obwohl das anliegende Drehmoment für den inneren Bereich eine Spannung über der anfäng-

lichen Fließspannung erzeugt. Stattdessen tritt auch weiter innen die Deformation alternierend in dünnen ringförmigen Zonen auf. Die Ausbildung von ringförmigen Bereichen mit sporadischen Deformationsschüben lässt sich als Analogie zur Entstehung von Scherbändern im Zugversuch sehen. Dass sich dabei vollständige und geometrisch annähernd perfekte Kreisbereiche bilden, ist eine bisher nicht bekannte Beobachtung. Dieser signifikante Unterschied im Vergleich zu anderen Werkstoffen im ebenen Torsionsversuch kann am Beispiel einer Messung am Werkstoff AA6016 in **Bild 4.18** gesehen werden. Es herrscht eine vergleichbare Belastung wie in **Bild 4.17a**. Hier stellt sich die erwartete Formänderungsgeschwindigkeit

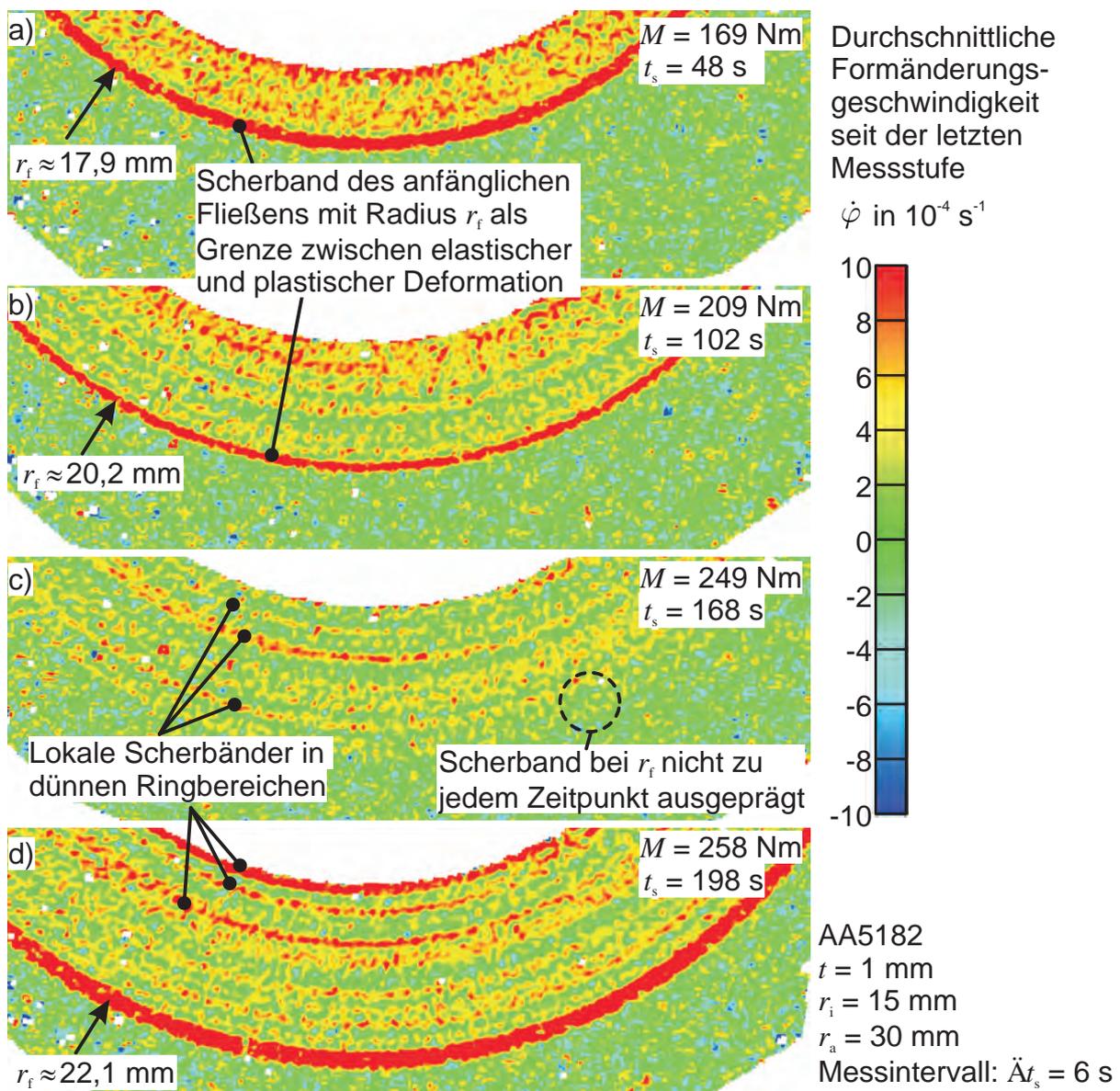


Bild 4.17: Darstellung der Formänderungsgeschwindigkeit aus der optischen Dehnungsmessung bei der Belastung **a)** 169 Nm, **b)** 209 Nm, **c)** 249 Nm und **d)** 258 Nm am Werkstoff AA5182

als zeitlich und räumlich kontinuierlich heraus. Entsprechend dem Spannungsgradienten liegt auch eine höhere Formänderung und Formänderungsgeschwindigkeit bei kleineren Radien vor.

4.3.5 Analyse des Fließkurvenunterschieds zum Zugversuch bei DC06

Der in **Bild 4.14** dargestellte Unterschied zwischen der im ebenen Torsionsversuch ermittelten Fließkurve und den Ergebnissen des Zugversuchs beim Stahlwerkstoff DC06 ist bemerkenswert, da dies für DP600 und AA5182 nicht festgestellt werden kann. An dieser Stelle soll daher eine Diskussion über die möglichen Ursachen einer niedriger verlaufenden Verfestigung im Torsionsversuch durchgeführt werden.

4.3.5.1 Experimentelle Ergebnisse

Um auszuschließen, dass sich dieser unterschiedliche Fließkurvenverlauf auf eine exklusive Eigenschaft des ebenen Torsionsversuchs zurückführen lässt, sollen verschiedene weitere Scherversuche betrachtet werden. Im Vorgriff auf Ergebnisse aus Kapitel 7 ist in **Bild 4.19** ein Vergleich von Fließkurven aus dem Scherversuch nach Miyauchi (1984), nach ASTM B831 und der Doppelstegprobe als Modifikation des ebenen Torsionsversuchs für den Werkstoff DC06 dargestellt. Die Fließkurven des Miyauchi-Scherversuchs und des Scherversuchs nach ASTM B831 entstanden in Kooperation mit dem Institut für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnik der TU Chemnitz und dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Sie sind Teil der Veröffentlichung von Yin et al. (2014). Weitere Details zu diesen Versuchen sind in Abschnitt 7.4.4 dargestellt. Außerdem sind Fließkurven aus Zugversuchen mit den Probenorientierung

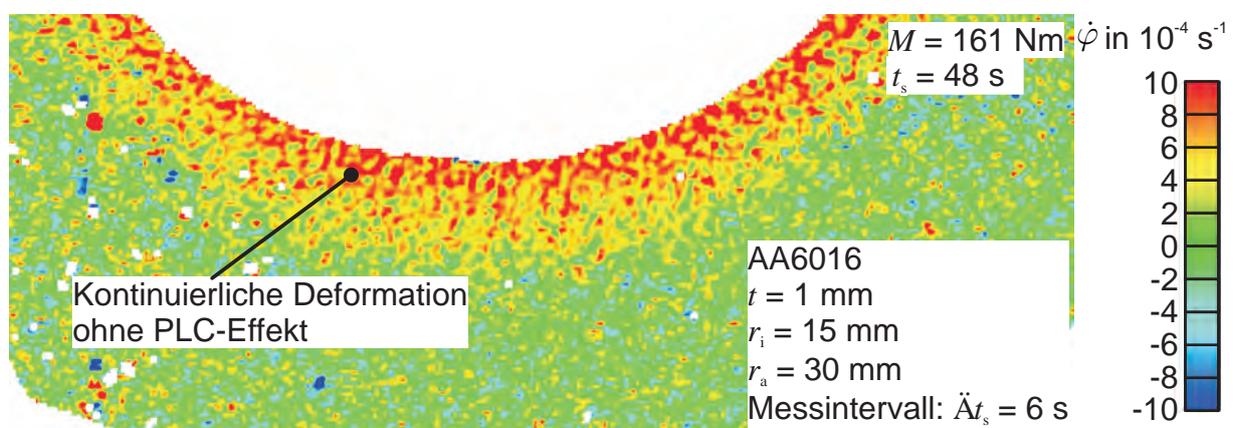


Bild 4.18: Charakteristische Verteilung der Formänderungsgeschwindigkeit im ebenen Torsionsversuch bei Werkstoffen ohne dynamische Reckalterung am Beispiel von AA6016

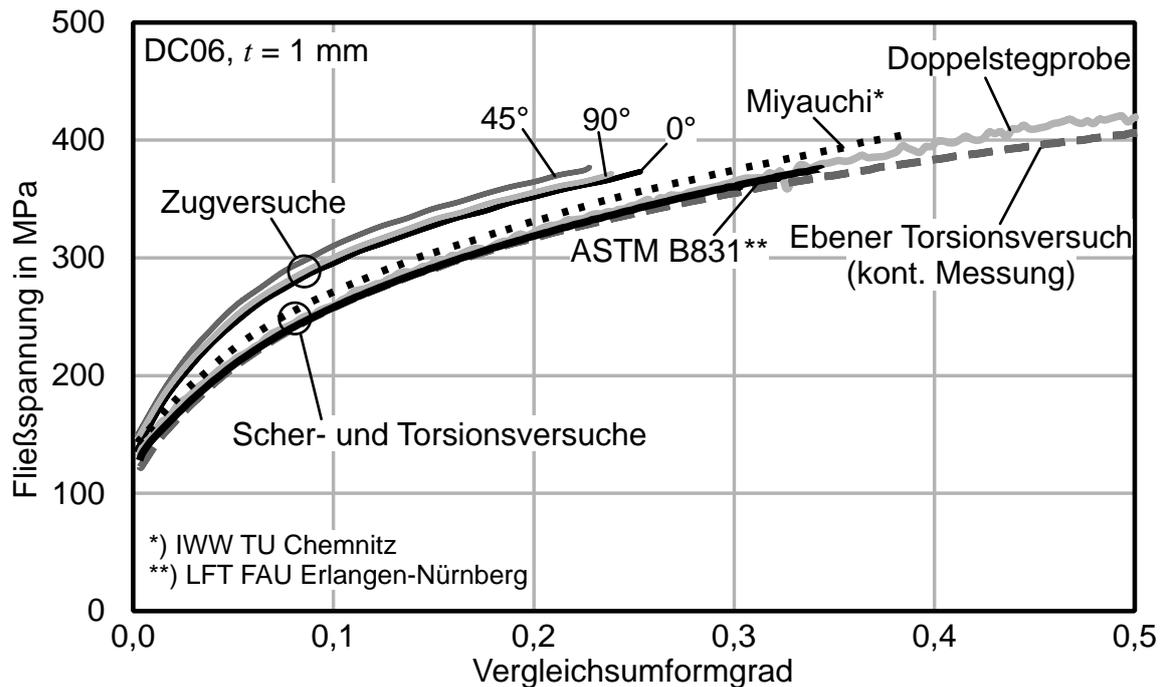


Bild 4.19: Fließkurven für DC06 aus Zugversuchen und unterschiedlichen Scher- und Torsionsversuchen mit Ergebnissen aus Yin et al. (2014)

gen 0° , 45° und 90° abgebildet. Um die Übersichtlichkeit zu bewahren, wurden auf die Ergebnisse der nachgeschalteten Dehnungsmessung (Punktwolke) in diesem Diagramm verzichtet. Stattdessen ist eine gemessene Fließkurve aus der kontinuierlichen Dehnungsmessung aufgetragen. Zur Umrechnung von Scherspannung in Vergleichsspannung wurde die Hypothese nach von Mises verwendet. Wenn bei der Auswertung des ebenen Torsionsversuchs **Gleichung 2.58** angewendet würde, um mithilfe der senkrechten Anisotropie r_n die Korrektur der Fließspannung zu berechnen, ergäbe sich in diesem Fall für $r_n \approx 1,96$ eine geringfügige Erhöhung der Fließspannung um ca. 5,25 %. In **Bild 4.19** sind somit die Ergebnisse von vier verschiedenen Scher- bzw. Torsionsversuchen den Messungen aus dem Zugversuch gegenübergestellt.

Mit allen vier Scher- und Torsionsversuchen lässt sich ein ähnlicher Fließkurvenverlauf ermitteln. Beginnend bei einer Anfangsfließspannung von $k_{f0} \approx 130 \text{ MPa}$ werden Fließspannungen von $k_f(\varphi = 0,1) \approx 260 \text{ MPa}$ und $k_f(\varphi = 0,2) \approx 320 \text{ MPa}$ gemessen. Auch die drei Zugversuche mit unterschiedlichen Probenorientierungen zeigen einen ähnlichen Verlauf zueinander. Bei einer annähernd identischen Anfangsfließspannung werden jedoch höhere Fließspannungen von $k_f(\varphi = 0,1) \approx 300 \text{ MPa}$ und $k_f(\varphi = 0,2) \approx 360 \text{ MPa}$ festgestellt. Somit zeigt der Werkstoff DC06 nicht nur im ebenen Torsionsversuch eine niedrigere Verfestigung als im Zugversuch, sondern einheitlich bei allen vergleichbaren Scherversuchen.

4.3.5.2 Hypothesen über die Ursache des Fließkurvenunterschieds

Die Problematik unterschiedlicher Verfestigungsverläufe bei Zug- und Torsionsversuchen ist bereits seit Langem bekannt. Die voneinander abweichenden Fließkurven wurden beispielsweise experimentell von Davis (1937) an Kupfer und von Zener und Hollomon (1946) an einem vergüteten martensitischen Stahlwerkstoff gezeigt. Die ermittelten Fließspannungen waren jeweils im Zugversuch höher als im Torsionsversuch. Es existieren zahlreiche Hypothesen über die Ursache dieses Unterschieds der Fließkurven. In der Veröffentlichung von Shrivastava et al. (1982) wurden infrage kommende Erklärungsansätze gesammelt und erweitert. Die abschließende Klärung dieser Frage ist schwierig. An dieser Stelle soll eine Auswahl der Hypothesen hinsichtlich ihrer Argumentation und Plausibilität diskutiert werden. Zudem wird eine eigene Hypothese, basierend auf Shrivastava et al. (1982), aufgestellt und überprüft.

Definition des Vergleichsumformgrads

Nadai (1937) schlägt vor, mit

$$\varphi = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\gamma}{2} + \sqrt{\frac{\gamma^2}{4} + 1} \right) \quad (4.7)$$

die Umrechnung von der Scherdehnung zum Vergleichsumformgrad entsprechend den Eigenwerten des Tensors der Hencky-Dehnung durchzuführen, um den Unterschied der Fließkurve zum Zugversuch zu verringern. Shrivastava et al. (1982) zeigte jedoch, dass diese Vorgehensweise nicht korrekt ist, da sie die Rotation der Belastung nicht berücksichtigt. Tekkaya (1994) demonstrierte anhand der Historie eines gescherten quadratischen Elements, dass die **Gleichung 4.7** nicht die sogenannte redundante Scherung berücksichtigt und somit nicht die gesamte Verfestigung abbilden kann. Die Verwendung von **Gleichung 2.56** mit $\varphi = \frac{\gamma}{\sqrt{3}}$ kann somit nicht als Ursache für den Fließkurvenunterschied herangezogen werden. Zudem lässt sich die Übereinstimmung der Kurven bei AA5182 und DP600 hiermit nicht erklären.

Schädigung durch Mikrorisse

Zener und Hollomon (1944) vermuten, dass ein Netz von mikroskopischen Griffith-Rissen während der Torsion entstehen. Diese sollen aufgrund ihrer Orientierung die Fließspannung bei Scherbelastung stärker reduzieren als bei Zugbelastungen. Dass sich diese Art der Schädigung ausgerechnet beim duktilen Tiefziehstahl DC06 in Form einer reduzierten Scherfließspannung auswirkt und nicht bei DP600 oder

AA5182 sichtbar wird, ist jedoch nicht nachvollziehbar. Somit gilt der Erklärungsansatz durch Schädigung und Mikrorisse als vermutlich unzutreffend.

Einfluss der kinematischen Verfestigung

Hill (1948) zeigte, dass durch die plastische Torsion eines Rohres eine Textur und somit Anisotropie in den Werkstoff induziert wird. Dieser Effekt wird durch die unterschiedliche Streckung und Stauchung von verschiedenen Richtungen im Werkstoff begründet. **Bild 4.20** zeigt diese Überlegungen Hills anhand eines breiten Werkstoffstreifens mit der Höhe h bei einfacher Scherung. Während der untere Rand dieses Elements unbeweglich bleibt, entsteht die Scherdehnung γ durch die horizontale Verschiebung u nach rechts am oberen Rand. Eine Faser mit der Richtung β besitzt vor der Deformation eine Länge von l_0 , die im Verlauf der Scherung zu l_1 gestreckt oder gestaucht wird. Dabei sind die Längen l_0 und l_1 von der Richtung β abhängig. Zudem erfährt die Werkstofffaser eine Rotation um den Winkel ψ . Am abgebildeten Beispiel verändern sich somit die Richtungen OP_0 zu OP_1 , OQ_0 zu OQ_1 und OR_0 zu OR_1 . Der Rotationswinkel kann durch

$$\psi(\beta, \gamma) = \arccos \left(\frac{1 - \frac{\gamma}{2} \cdot \sin(2\beta)}{\sqrt{1 + \gamma^2 \cdot \cos^2(\beta) - \gamma \cdot \sin(2\beta)}} \right) \quad (4.8)$$

als Funktion von β und γ angegeben werden. Im Fall von OQ_0 steht die Faser mit $\beta = 0$ zunächst senkrecht zur Scherrichtung. Die Rotation um $\psi = \eta$ entspricht der konventionellen Definition der Scherdehnung mit

$$\gamma = \tan(\alpha) = \frac{u}{h}. \quad (4.9)$$

Die Dehnung der Faser lässt sich in diesem Fall mit

$$\varepsilon = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \sqrt{1 + \gamma^2} - 1 \quad (4.10)$$

beschreiben. Im allgemeinen Fall für $-\frac{\pi}{2} < \beta < \frac{\pi}{2}$ kann die Dehnung der entsprechenden Richtung mit

$$\varepsilon(\beta, \gamma) = \sqrt{1 + \gamma^2 \cdot \cos^2(\beta) - \gamma \cdot \sin(2\beta)} - 1 \quad (4.11)$$

als eine Funktion von β und γ dargestellt werden. Es ist offensichtlich, dass die Fasern in den Richtungen mit $\beta \leq 0$ während der Scherung immer länger werden, wie bei den Richtungen OR_0 und OQ_0 . Die Richtungen mit $\beta > 0$, beispielsweise OP_0 , werden zunächst kürzer. Ein Teil dieser anfänglich gestauchten Richtungen erfahren im Anschluss eine Streckung bei fortwährender Scherung (siehe **Bild 4.21a**).

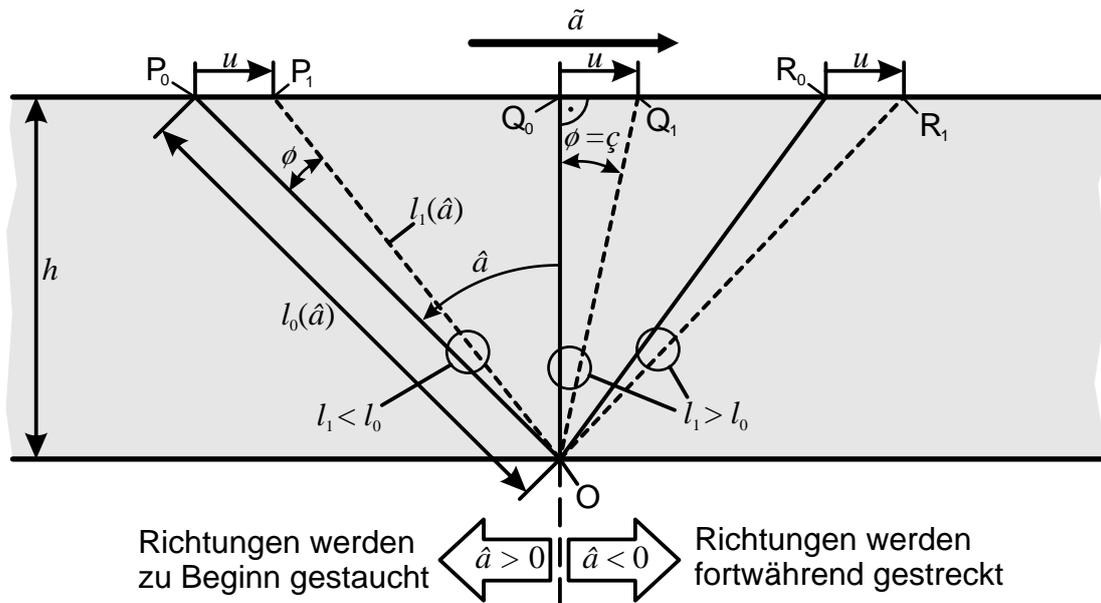


Bild 4.20: Entwicklung von Werkstofffasern verschiedener Orientierungen während der einfachen Scherung in Anlehnung an Hill (1948)

Durch diesen nichtlinearen Belastungsverlauf trotz monotoner Scherbewegung vermutet Hill einen Einfluss des Bauschinger-Effekts auf gewisse Orientierungen im Werkstoff. In **Bild 4.21b** sind Verläufe der Faserdehnung von verschiedenen Orientierungen abgebildet. Der Winkelausschnitt, in dem sich die Faserrichtungen mit Belastungsumkehr befinden, kann mit

$$\psi_u = \eta = \arctan \gamma \tag{4.12}$$

angegeben werden. Die Schlussfolgerung von Hill (1948), dass sich bei einfacher Scherung eine komplexe Art der kinematischen Verfestigung beispielsweise in Form eines Bauschinger-Effekts im Werkstoff einstellen kann, obwohl die Scherbelastung monoton erfolgte, ist somit nachvollziehbar. Neben der Stauchung und anschließender Streckung bestimmter Richtungen wird zudem eine Verdrehung der Belastungsrichtung während der Scherung eingeleitet. Die Tatsache, dass in den vorliegenden Experimenten nur bei DC06 die kinematische Verfestigung zu Fließkurvenabweichungen führt, nicht jedoch bei DP600 und AA5182, lässt sich hiermit nicht ohne Weiteres befriedigend erklären. Im Vorgriff auf die Ergebnisse von Kapitel 6 und die Entwicklung des Bauschinger-Koeffizienten über die Vordehnung in **Bild 6.5** kann für DC06 keine ausgeprägtere kinematische Verfestigung festgestellt werden als für die anderen Werkstoffe. Insbesondere DP600 zeigt einen stärkeren Bauschinger-Effekt.

Einfluss der Versetzungsdichte

In Shrivastava et al. (1982) wird die Hypothese aufgestellt, dass aufgrund unterschiedlicher Aktivierung der Gleitsysteme bei Scherung und Zug auch die Rate der Verfestigung anders verläuft. Dabei verweisen die Autoren auf Härtemessungen in den Arbeiten von Nadai (1937) und Davis (1937), in denen bei gleicher Vergleichsformänderung eine höhere Härte an Zugproben ermittelt worden ist als an Torsionsproben. Dieser Ansatz würde jedoch weiterhin nicht den Unterschied bei DC06 bei gleichzeitig ähnlichen Fließkurven der anderen Werkstoffe erklären.

Neue Hypothese: Einfluss der Formänderungsgeschwindigkeit

Als eine neue Hypothese soll ein zusätzlicher Aspekt zum Erklärungsansatz von Shrivastava et al. an dieser Stelle vorgeschlagen werden. Hierbei werden die Auswirkungen unterschiedlicher Umformgeschwindigkeiten auf die Fließkurve betrachtet. Wenn Zug- und Scherdeformation verschiedene Versetzungsdichten erzeugen, obwohl dieselbe Vergleichsdehnung global vorliegt, so sind möglicherweise die Geschwindigkeiten der mikrostrukturellen Versetzungsbewegungen unterschiedlich. Ein Werkstoff, der empfindlich auf Änderungen der Umformgeschwindigkeit reagiert, würde somit einen anderen Fließkurvenverlauf aufweisen, wenn der Einfluss der Umformgeschwindigkeit in den entsprechenden Geschwindigkeits-

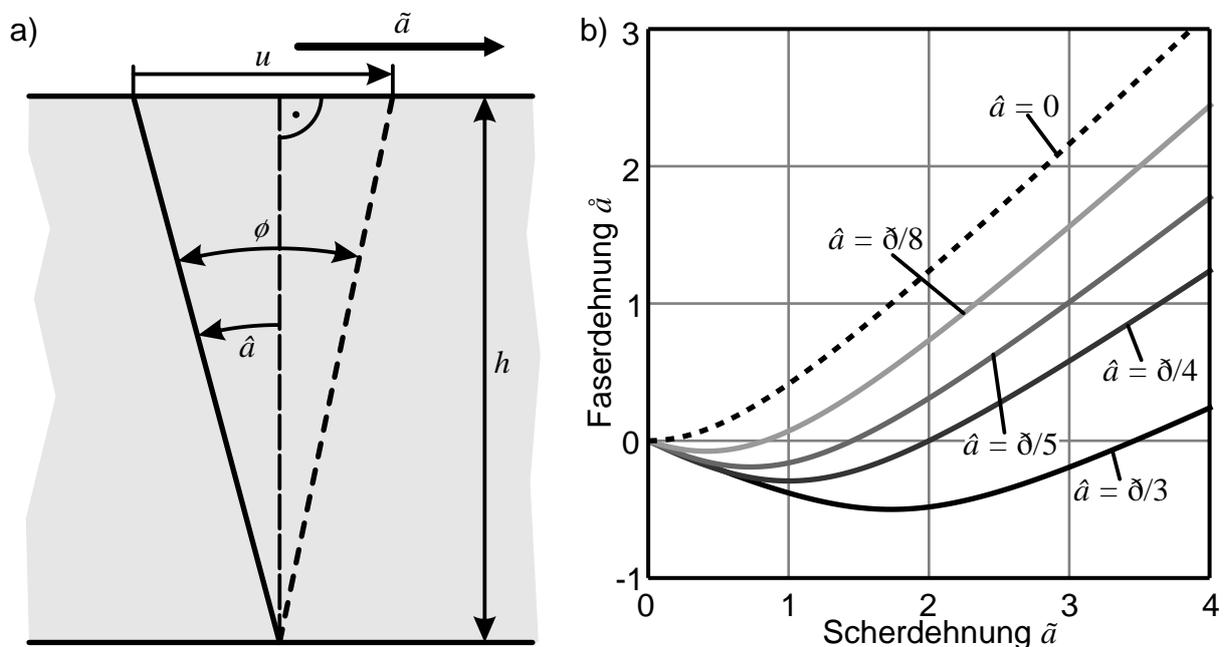


Bild 4.21: a) Schematische Darstellung der Längenänderung einer Werkstofffaser mit anfänglicher Stauchung und nachfolgender Streckung; b) Verlauf der Dehnungen verschiedener Fasern mit unterschiedlichen Orientierungen im Verlauf der einfachen Scherung

Größenordnungen stark ist. Um diese These zu prüfen, ist in **Bild 4.22** ein Diagramm mit bei verschiedenen Umformgeschwindigkeiten aufgenommenen Fließkurven dargestellt. Für DC06 und DP600 sind neben der quasistatischen Geschwindigkeit von $\dot{\varphi} = 0,01 \text{ s}^{-1}$ auch die höheren Geschwindigkeiten von $0,1 \text{ s}^{-1}$ und 5 s^{-1} aufgetragen. Die Fließkurven von AA5182 wurden bei Geschwindigkeiten von $\dot{\varphi} = 0,01 \text{ s}^{-1}$, $0,1 \text{ s}^{-1}$ und 1 s^{-1} ermittelt. Die Fließkurven mit erhöhten Umformgeschwindigkeiten sind für die beiden Stahlwerkstoffe der Arbeit von Zillmann (2009) und für AA5182 der Arbeit von Härtel (2011) entnommen³.

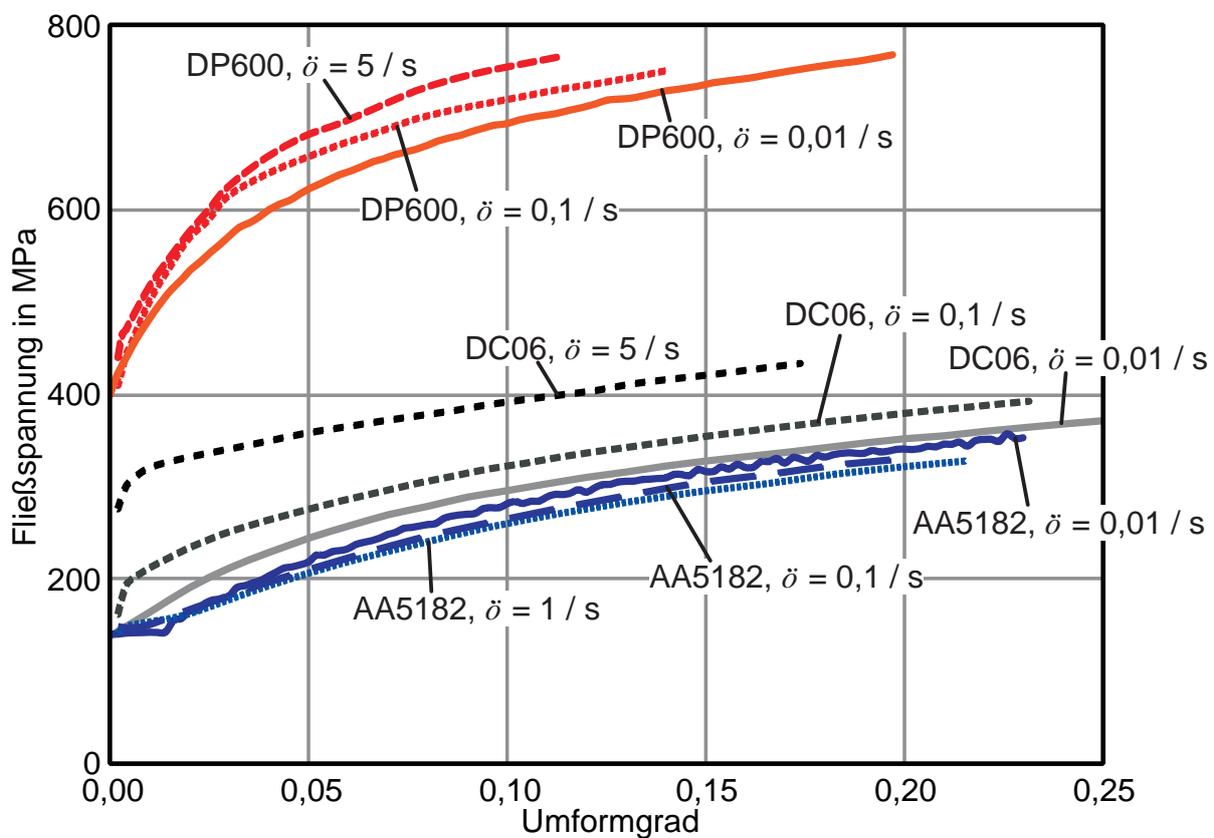


Bild 4.22: Fließkurven der Werkstoffe DC06, DP600 und AA5182 bei unterschiedlichen Formänderungsgeschwindigkeiten mit experimentellen Zugversuchsergebnissen von Zillmann (2009) und Härtel (2011)

Hier lässt sich für DC06 ein starker Einfluss der Umformgeschwindigkeit feststellen. Bereits zwischen den Geschwindigkeiten von $0,1 \text{ s}^{-1}$ und $0,01 \text{ s}^{-1}$ existiert ein Unterschied von 30 MPa. Dabei ist bereits die Anfangsfließspannung deutlich er-

³Diese beiden studentischen Arbeiten wurden am Institut für Werkstoffwissenschaften und Werkstofftechnik der Technischen Universität Chemnitz im Rahmen des DFG-Paketantrags 250 angefertigt und bereitgestellt.

hört. Bei DP600 existiert zwischen den Fließkurven dieser beiden Geschwindigkeiten ein Unterschied von ca. 20 MPa, wobei die Anfangsfließspannungen annähernd gleich sind. Die Entwicklung der Fließkurve von AA5182 ist bemerkenswert, da eine leichter Abfall der Spannung mit zunehmender Umformgeschwindigkeit festgestellt werden kann. Dabei ist festzustellen, dass die Fließkurve von AA5182 kaum sensitiv gegenüber hohen Umformgeschwindigkeiten ist.

Bei Betrachtung des Gesamtbildes kann somit auch die Hypothese einer Umformgeschwindigkeitsabhängigkeit bei DC06 nicht vollständig befriedigend den Unterschied der Fließkurven erklären. Zwar weist DC06 im Vergleich mit AA5182 und DP600 die höchste Sensitivität bezüglich der Formänderungsgeschwindigkeit auf, dennoch müsste dieser Effekt auch auf DP600 einen merklichen Einfluss haben. Die Messkurven des ebenen Torsionsversuchs wurden mit einer Formänderungsgeschwindigkeit von ca. $0,01 \text{ s}^{-1}$ (nahe der inneren Einspannung) aufgenommen. Die Dehnungsgeschwindigkeit auf einer Torsionsprobe sinkt jedoch mit zunehmendem Radius.

4.3.5.3 Fazit aus den betrachteten Hypothesen

Keine der oben genannten Erklärungsansätze für den Unterschied der Fließkurve zwischen Zug- und Torsions- bzw. Scherversuch kann die experimentellen Ergebnisse zur vollen Zufriedenheit erklären. Der Ansatz von durch Lastumkehr beanspruchten Richtungen im Werkstoff von Hill (1948) kann nachvollziehbar die niedrigere Spannung bei der Scherung erklären, indem ein komplexer Bauschinger-Effekt angenommen wird. Jedoch ist damit nicht die gute Übereinstimmung der Fließkurven von DP600 oder AA5182 erklärbar, da diese eine ähnliche oder noch ausgeprägtere kinematische Verfestigung zeigen. Bei der Untersuchung des Einflusses der Umformgeschwindigkeit kann zwar eine deutliche Sensitivität bei DC06 und annähernd kein Geschwindigkeitseinfluss bei AA5182 festgestellt werden. Jedoch müsste damit auch bei DP600 ein Unterschied der Scherfließkurve entstehen.

Zur endgültigen Klärung dieser Fragestellung sind daher weitere Untersuchungen notwendig. Zum einen ist eine größere Auswahl von verschiedenen Werkstoffen in Zug- und Torsions- bzw. Scherversuchen einander gegenüberzustellen, um festzustellen, für welche Werkstoffe eine niedrigere Scherfließkurve entsteht. Zum anderen wären neben Analyse der Anisotropie, der kinematischen Verfestigung und der Geschwindigkeitsabhängigkeit auch mikrostrukturelle Untersuchungen in Form von Messungen der Versetzungsdichte und Analyse der Schädigung hilfreich. Eine mögliche Lösung kann dabei in der Wahl eines geeigneten anisotropen Fließkriterium liegen. Eventuell kann eine Übereinstimmung gefunden werden, wenn nicht-quadratische Fließorte verwendet werden und eine Korrelation über die äquivalente plastische Arbeit durchgeführt wird.

4.3.6 Fehlerbetrachtung für die vorgeschlagenen Auswertungsmethoden

Wie jede experimentelle Methode ist das Ergebnis bei der Fließkurvenermittlung mithilfe des ebenen Torsionsversuchs mit Mess- und Auswertefehlern verbunden. Diese sollen im Folgenden aufgeführt und eingeschätzt werden.

4.3.6.1 Fehler in der Spannungsberechnung

Da eine direkte Messung der Spannung an der jeweiligen Position in der Torsionsprobe nicht möglich ist, wird die Spannung aus der Gleichung 2.49 berechnet. Es existieren vier Fehlerquellen, die sich auf das Ergebnis der Spannungsberechnung auswirken.

- **Drehmomentmessung:** Der Drehmomentsensor basiert auf Dehnungsmessstreifen und hat einen Nennmessbereich von 5000 Nm. Die Genauigkeitsklasse ist mit 0,1 angegeben, sodass eine Messabweichung von $e_M = 5$ Nm maximal zulässig ist. Die tatsächliche Abweichung ist jedoch deutlich geringer, insbesondere bei kleineren Drehmomenten von $M < 100$ Nm.
- **Messung der Blechdicke:** Die Blechdicke der Torsionsproben wird vor dem Einsatz mit einer Bügelmessschraube überprüft. Ein Messfehler von maximal $e_t = 0,01$ mm ist möglich.
- **Bestimmung der räumlichen Koordinaten:** Die radiale Position der Probe wird in der Regel aus der optischen Dehnungsmessung entnommen. Die Qualität der Positions- bzw. Abstandsmessung des ARAMIS-Systems hängt von verschiedenen Faktoren ab. Die Messgenauigkeit ist von der jeweils durchgeführten Kalibrierung abhängig. Dabei wird als Qualitätsmaß für die Kalibrierung eine maximale Abweichung von 0,03 Pixel toleriert. Der mögliche Messfehler in der Positionsbestimmung ist somit zudem von der Gesamtauflösung und dem gewählten Probenausschnitt abhängig. Weitere Einflüsse wie Dekalibrierung durch Verwacklungen oder Temperaturänderungen können ebenfalls Messabweichungen herbeiführen. Die genaue Bestimmung des maximalen Fehlers ist schwierig. Insgesamt kann bei der nachgeschalteten Dehnungsmessung für den möglichen Messfehler bei der Positionsmessung ein Maximalwert von $e_p = 0,01$ mm abschätzend angenommen werden. Bei der kontinuierlichen Dehnungsmessung ist der Fehler deutlich geringer, da der Bildausschnitt einen kleineren Probenbereich umfasst.
- **Bestimmung des Mittelpunktes:** Die Ermittlung des Proben- und somit Verdrehmittelpunktes ist eine Herausforderung für die Auswertung des ebe-

nen Torsionsversuchs. Anders als bei der reinen Messung der Koordinaten ist aus den Aufnahmen nicht direkt ersichtlich, an welcher Stelle der Mittelpunkt anzunehmen ist. Der Mittelpunkt ist jedoch für die Bestimmung des Radius r notwendig. Da bei der nachgeschalteten Dehnungsmessung die gesamte Probe sichtbar ist, kann über die Probenform und die auftretenden Dehnungen der Mittelpunkt über eine Anpassung eines Kreises in der Auswertung gefunden werden. Diese Methode kann die Mitte mit einer Genauigkeit von $e_r = 0,2$ mm bestimmen. Die kontinuierliche Messung zeigt nur einen Probenausschnitt, sodass diese Methode zu fehleranfällig wäre. Stattdessen kann über eine vorgeschaltete Leerfahrt eine Messung der kreisförmigen Bahn der Messpunkte aufgenommen werden. Über einen entsprechenden Algorithmus werden diese Bahnen zur Berechnung des Bahnmittelpunkts verwendet. Der maximale Fehler ist dabei auf ca. $e_r = 0,1$ mm einzuschätzen.

Zwei Extremfälle sind denkbar, bei denen die jeweiligen einzelnen Abweichungen sich zu einer Konstellation mit einer maximalen positiven oder negativen Abweichung vom korrekten Messwert der Spannung ergeben:

$$\tau_{\text{maximal}} = \frac{M + e_M}{2\pi \cdot (t - e_t) \cdot (r - e_p - e_r)^2} \quad (4.13)$$

$$\tau_{\text{minimal}} = \frac{M - e_M}{2\pi \cdot (t + e_t) \cdot (r + e_p + e_r)^2} \quad (4.14)$$

Wenn **Gleichung 4.13** bzw. **4.14** durch den Nominalwert der Schubspannung (**Gleichung 2.49**) dividiert wird, ergibt sich der maximale prozentuale Gesamtfehler nach Abziehen von 1 aus:

$$f_s = \frac{1 \pm \frac{e_M}{M}}{\left(1 \mp \frac{e_t}{t_0}\right) \cdot \left[1 \mp \left(\frac{e_p + e_r}{r}\right)^2\right]} - 1 \quad (4.15)$$

Somit hängt die maximale Abweichung bei der Spannungsermittlung von dem jeweiligen Belastungszustand, der Probendicke und dem ausgewerteten Radius ab. Mit steigender Drehmomentenbelastung sinkt der maximal mögliche Fehler in der Spannungsberechnung. Ebenso sind die Fehler kleiner bei der Auswertung von größeren Radien. In einem Zahlenbeispiel für eine typische Messung mit $M = 200$ Nm, $t_0 = 1$ mm am Radius $r = 15$ mm ergibt sich ein maximaler Fehler von $+6,5 \%$ / $-6,1 \%$ bei der nachgeschalteten Messung und $+5,1 \%$ / $-4,9 \%$ bei der kontinuierlichen Dehnungsmessung, wenn alle Fehlerquellen jeweils zu den beiden Extremfällen kombiniert werden.

4.3.6.2 Fehler in der Dehnungsmessung

Eine exakte Angabe der Messgenauigkeit aus der optischen Dehnungsmessung ist zum aktuellen Stand der Entwicklung nicht von Herstellerseite verfügbar. Die Qualität der Messung ist von der Kalibrierung und dem jeweiligen Muster abhängig. Der maximale Fehler bei der nachgeschalteten Dehnungsmessung ist dabei deutlich höher als bei der kontinuierlichen Dehnungsmessung.

Aus Messreihen am ebenen Torsionsversuch lässt sich für eine lokale Einzelmessung ein maximaler absoluter Fehler von ca. 0,03 im Ergebnis des Vergleichsumformgrades feststellen. Jeder einzelne Messpunkt in der nachgeschalteten Dehnungsmessung kann einen solchen Fehler unabhängig von den anderen Messungen enthalten. Bei der kontinuierlichen Dehnungsmessung werden Mittelwerte für einen bestimmten Radius gebildet. Damit wird der Einfluss des Messrauschens gemeinsam mit anderen Fehlerquellen minimiert. Durch Vergleich verschiedener Messreihen kann für den maximalen absoluten Fehler des ermittelten Vergleichsumformgrades ein Wert von ca. 0,002 bestimmt werden.

4.4 Analyse der inneren Einspannung

Aufgrund der hohen Deformation ist der Bereich der Probe vor der inneren Einspannung besonders interessant für die Ermittlung von Fließkurven. Daher muss geprüft werden, in welchem Umfang die Einspannung das Ergebnis beeinflusst. Zu diesem Zweck wird eine numerische Analyse der Spannungsüberlagerung durch die innere Einspannung durchgeführt. Ergänzend wird eine Versuchsreihe betrachtet, bei der ein Aluminium-Werkstoff bei verschiedenen inneren Einspannkraften geprüft und die daraus entstandenen Messungen verglichen werden. Zusätzlich wird der Einfluss verschiedener Oberflächenstrukturierungen für das Spannwerkzeug diskutiert.

4.4.1 Numerische Analyse der Spannungsüberlagerung durch die innere Einspannung

Es wurde ein 2D-FE-Modell in ABAQUS aus CAX4-Kontinuums-elementen zur Abbildung axialsymmetrischer Belastungen erstellt. Als Geometrie wurde eine Probe mit einer Blechdicke von $t = 1$ mm und den Einspannradien $r_i = 15$ mm und $r_a = 30$ mm gewählt. Die Elementkantenlänge beträgt 0,02 mm. Diese Probe erfährt eine senkrecht zur Blechebene wirkende Klemmkraft von 50 kN, welche auf die Elemente unterhalb der Einspannung ausgeübt wird. Die Oberfläche des Klemmwerkzeugs wird dabei als eine Ebene angenommen, die Riffelung wird dabei vernachlässigt. Eine Torsionsbelastung wird nicht überlagert. Der Einspanndruck p beträgt in diesem

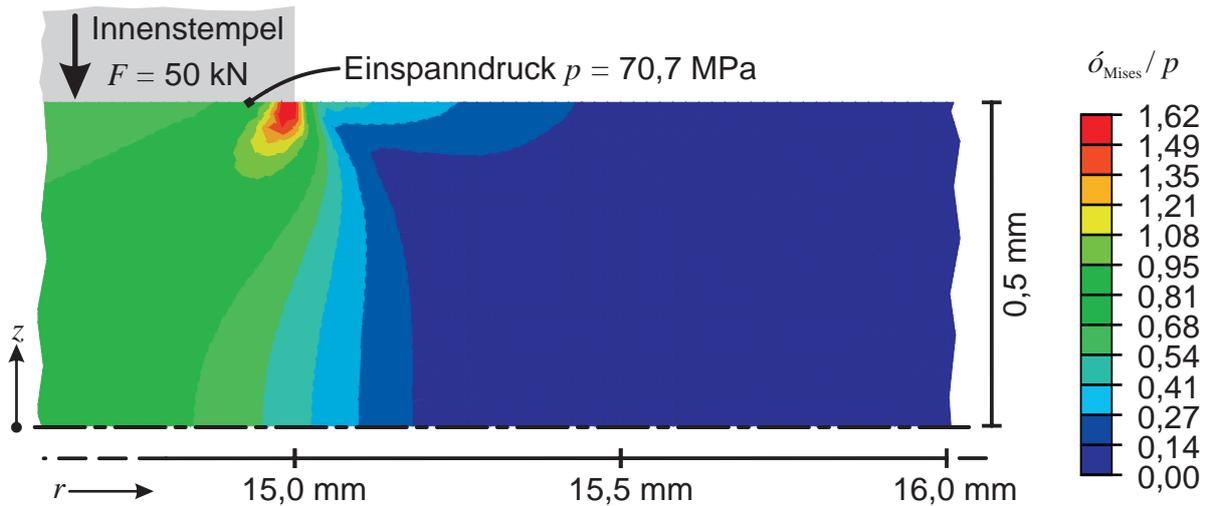


Bild 4.23: Ergebnis der numerischen Simulation zur Analyse der Spannungsüberlagerung durch die innere Einspannkraft

Fall ca. 70,7 MPa. Bei der Modellierung wurde die Axialsymmetrie und die Symmetrie bezüglich der Blechmittelebene ausgenutzt. **Bild 4.23** zeigt das Ergebnis der Simulation als Konturplot im Bereich nahe der Einspannung. Farblich dargestellt ist das Verhältnis der Vergleichsspannung nach von Mises zum Einspanndruck $\frac{\sigma_{\text{Mises}}}{p}$. Die Spannungsverteilung weist ein Maximum an der Stelle der Blechoberfläche auf, bei der die Grenze zwischen dem eingespannten und freien Probenbereich liegt. Die Höhe der an dieser Stelle ermittelten Spannung ist der numerischen Singularität durch die Unstetigkeit bei der Definition der Einspannfläche geschuldet. Für den Probenbereich nahe der Einspannung lassen sich geringe Spannungen innerhalb eines Bereichs von ca. 0,2 mm vor der Einspannung feststellen. Dabei verhält sich die Blechoberfläche anders als das Probeninnere.

Bild 4.24 zeigt den Verlauf der radialen und senkrechten Spannungskomponente σ_{rr} und σ_{zz} über den Radius r . Dabei wird sowohl der Verlauf an der Oberfläche als auch der Verlauf in der Blechmittelebene dargestellt. Die σ_{rr} -Komponente ist an der Blechoberfläche größtenteils positiv, während in der Blechmitte eine sehr geringe Druckspannung in radialer Richtung herrscht. Die Spannungskomponente in z -Richtung weist an der Blechoberfläche einen sehr hohen Wert am Rand der Einspannung auf, wobei dieser Wert sehr schnell gegen 0 läuft aufgrund der freien Oberfläche. In der Blechmitte strahlt die Einspannung Druckspannungen bis zu einem Radius von ca. 15,4 mm aus. Das Spannungsniveau dieser Komponente fällt annähernd linear mit dem Radius ab.

Um zu bewerten, inwiefern diese Spannungsüberlagerung die ermittelte Fließspannung während der Torsionsspannung beeinflusst, ist die Vergleichsspannung zu berechnen, welche sich aus dem dreiachsigen Spannungszustand in der Nähe der Ein-

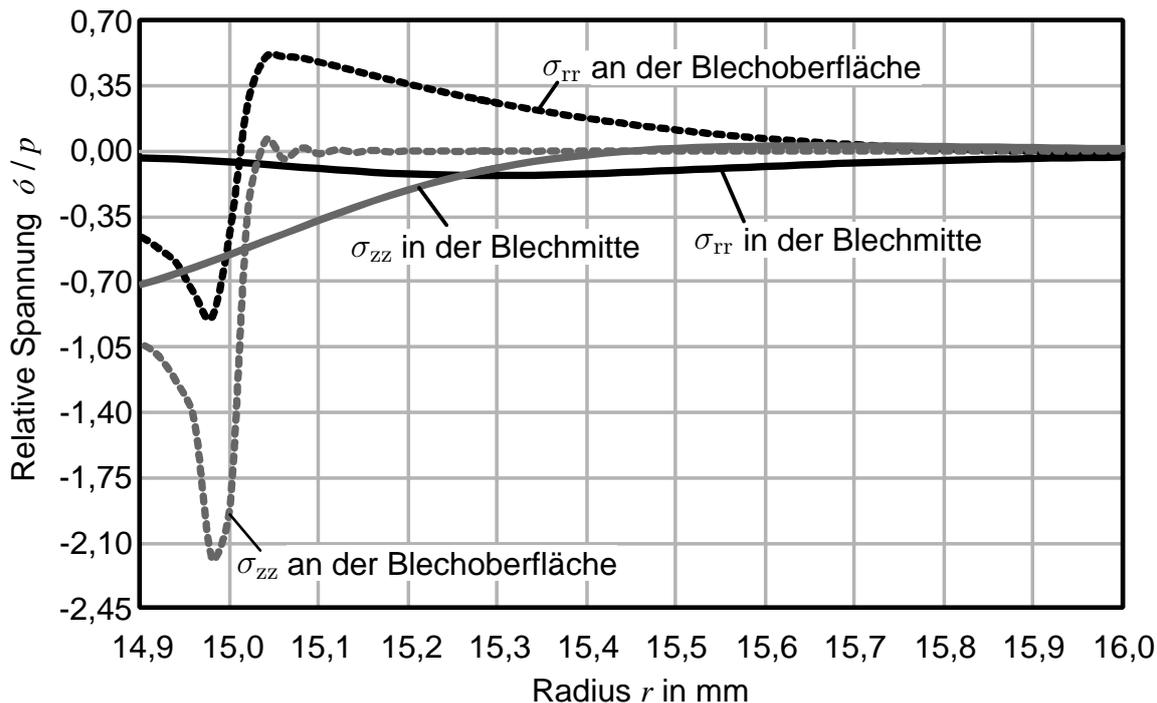


Bild 4.24: Verteilung der Spannungskomponenten in r - und z -Richtung an der Oberfläche der Blechprobe und in der Mitte der Blechdicke bei $F = 50$ KN und $r_i = 15$ mm

spannung ergibt. Als Beispiel soll daher eine Belastung von 122,4 Nm als Torsionsmoment berechnet werden. Unter Annahme isotropen Werkstoffverhaltens ergibt das an der Position der inneren Einspannung bei $r = r_i = 15$ mm eine Fließspannung von 150 MPa ohne eine Überlagerung der inneren Klemmkrafteinflüsse. Mit der Vergleichsspannungshypothese nach von Mises können die Spannungskomponenten σ_{rr} , σ_{zz} und $\tau_{r\theta}$ zu einem skalaren Wert für k_f umgerechnet werden. **Bild 4.25a** zeigt den Verlauf der auf diese Weise errechneten Fließspannungen für die Blechoberfläche und die Blechmitte. Es zeigt sich, dass die tatsächlich herrschende Vergleichsspannung höher ist, als die mittels Gleichung 2.49 berechnete Spannung unter alleiniger Berücksichtigung der Schubspannung durch das Torsionsmoment. Die Abweichungen an der Blechoberfläche sind dabei höher als in der Blechmitte. Da die Spannung über die Blechdicke nicht konstant ist, kann kein genauer Wert für das globale Verhalten des Bleches an diesem Radius vorausgesagt werden. Aufgrund der Spannungsverteilung ist anzunehmen, dass ein solcher Wert betragsmäßig zwischen den Ergebnissen für Blechoberfläche und Blechmitte liegen wird. **Bild 4.25b** zeigt die prozentuale Abweichung in der Blechmitte und an der Oberfläche von der theoretisch errechneten Spannung. Die höchste Abweichung beträgt an der inneren Einspannung ca. 3 % in der Blechmitte. An der Oberfläche ist die Abweichung höher, jedoch aufgrund der Singularität in der

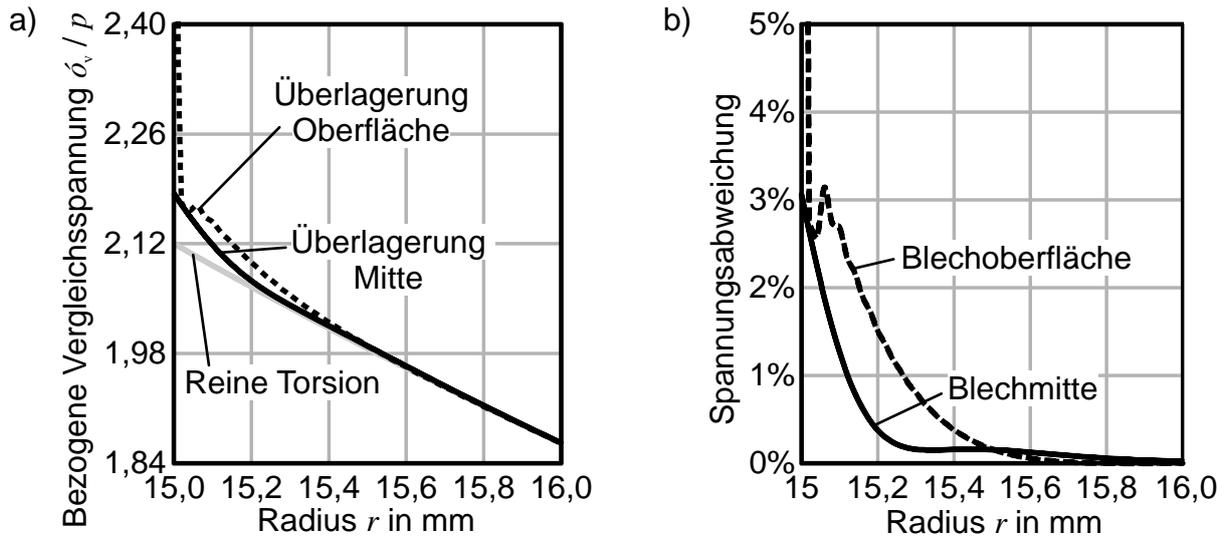


Bild 4.25: a) Verlauf der Fließspannung unter Berücksichtigung der Spannungsüberlagerung durch die innere Einspannung; b) Überhöhung der tatsächlichen Fließspannung gegenüber der Fließspannungsberechnung aus der reinen Torsionsbelastung

Simulation schwer auszulegen. Es kann jedoch festgestellt werden, dass ein Klemmdruck von ca. 70 MPa an der inneren Einspannung nur eine geringe und lokal stark begrenzte Erhöhung der Fließspannung bewirkt. Mit zunehmendem Drehmoment wird die prozentuale Abweichung ebenfalls abnehmen, da eine Vergrößerung der Schubspannungskomponente $\tau_{r\theta}$ bewirkt, dass der Einfluss der konstant bleibenden Normalspannungskomponenten σ_{rr} und σ_{zz} verringert wird.

4.4.2 Einfluss der Klemmkraft auf die ermittelte Fließkurve: Experimentelle Analyse

Zur Überprüfung der Hypothese, dass die Spannungsüberlagerung durch die Einspannkraft nur einen geringen Einfluss hat, wird der Werkstoff AA5182 in einer Versuchsreihe mit unterschiedlichen Klemmkraften an der inneren Einspannung geprüft. **Bild 4.26** zeigt vier Messungen, bei denen die Klemmkraft von 20 kN schrittweise auf 50 kN erhöht wurde. Dies bewirkt Klemmdrücke von 29 MPa, 43 MPa, 58 MPa und 72 MPa. Als Werkzeugstrukturierung wurde das rechtwinklige Raster mit 1 mm Rasterabstand gewählt, welches in Abschnitt 4.4.3 näher beschrieben wird. Eine Einspannung mit 10 kN Klemmkraft konnte keine verwertbaren Ergebnisse liefern, da ein Durchrutschen stattfand. Die in den vier Messungen erzielten Punktwolken zeigen einen Verlauf der Verfestigung, welcher mit einer Anfangsfließspannung unter 150 MPa beginnt. Bei einem Umformgrad von 0,2 wird eine Fließspannung von ca. 340 MPa festgestellt, das für alle vier Messungen gilt. Der Unterschied der Punktwolken liegt in der maximal gemessenen

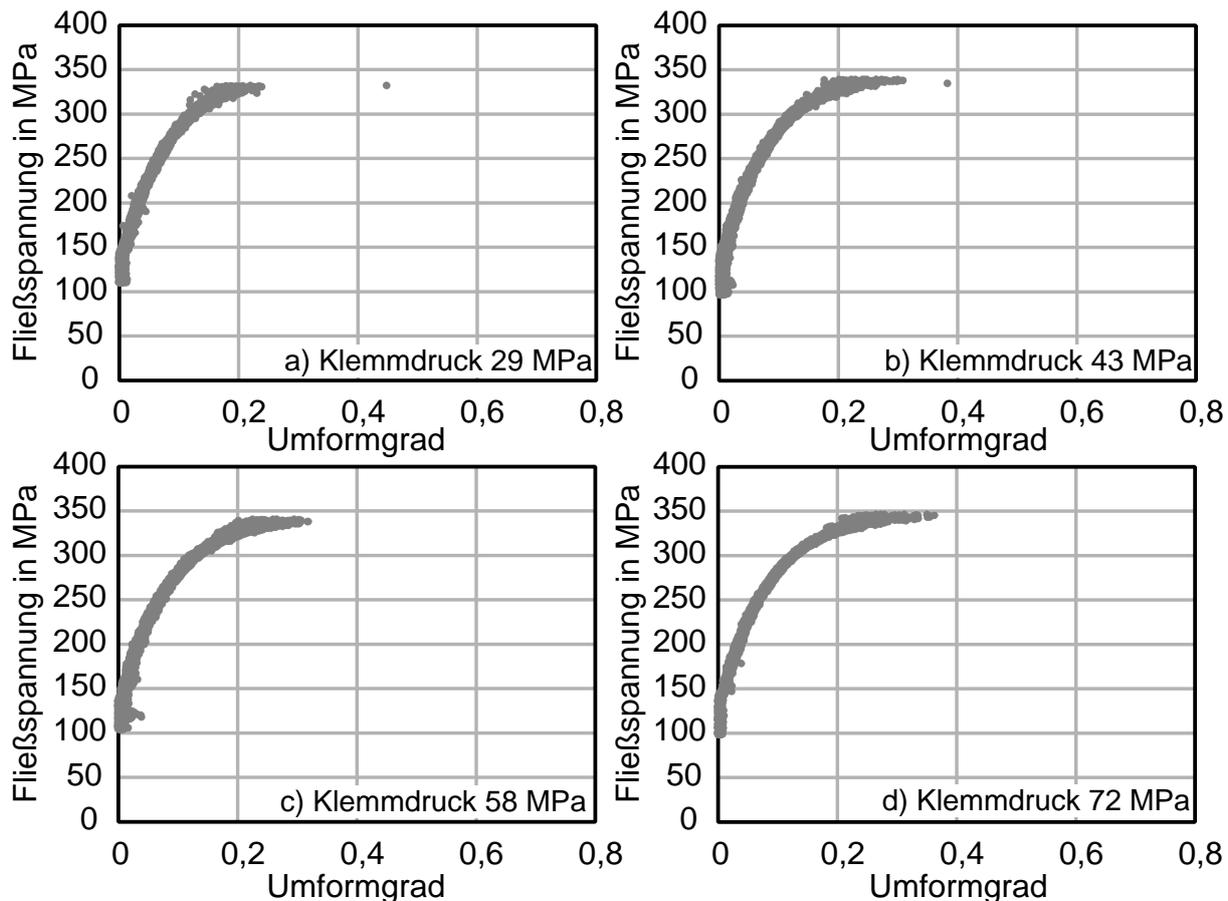


Bild 4.26: Vergleich der ermittelten Messpunkte für AA5182 bei unterschiedlichen Klemmkraften der inneren Einspannung: **a)** 20 kN, **b)** 30 kN, **c)** 40 kN und **d)** 50 kN

Formänderung, welche zwischen 0,2 und 0,4 liegt. Dabei ist klar erkennbar, dass eine höhere Einspannkraft eine geringfügige Erhöhung der erreichten maximalen Formänderung bewirkt. Die Höhe der Klemmkraft hat in der vorliegenden Messreihe keinen signifikanten Einfluss auf den qualitativen Verlauf der Fließkurve. Somit kann der Einfluss der Klemmkraft von bis zu 50 kN bei den vorliegenden Proben als unkritisch in Hinblick auf den Verlauf der ermittelten Verfestigungskurve betrachtet werden.

4.4.3 Einfluss der Oberflächenstrukturierung auf den erreichbaren Umformgrad

In Abschnitt 4.3.3 konnte festgestellt werden, dass nicht alle Werkstoffe im ebenen Torsionsversuch bis zu hohen Dehnungen geprüft werden können, wie dies beispielsweise beim Tiefziehstahl DC06 der Fall ist. Faltenbildung konnte als Ursache des Versuchsendes nicht festgestellt werden. Es ist daher zu erwarten, dass die Werkstoffe entweder eine zu geringe Verfestigungsneigung ab einer bestimmten

Deformation aufweisen, oder dass ein Durchrutschen der inneren Einspannung auftritt. In diesem Abschnitt soll daher analysiert werden, inwiefern die Gestaltung des inneren Einspannwerkzeugs Einfluss auf die ermittelbare Formänderung hat. Dazu wird zum einen die Feinheit der Riffelung für die Versuchswerkstoffe variiert. Zum anderen wird eine Variante des Spannwerkzeugs mit Formschluss-Elementen geprüft. In einer zusätzlichen Messreihe wird der Einfluss der Klemmkraft auf die erzielbare Umformung analysiert.

Vier Oberflächenkonfigurationen werden im Folgenden untersucht. Diese Ergebnisse wurden in Rahmen einer studentischen Projektarbeit von Haupt (2013) erzielt und veröffentlicht (Yin et al., 2013). **Bild 4.27** zeigt jeweils eine Detailaufnahme der Oberflächenstrukturierung dieser vier Konfigurationen. Die verwendeten

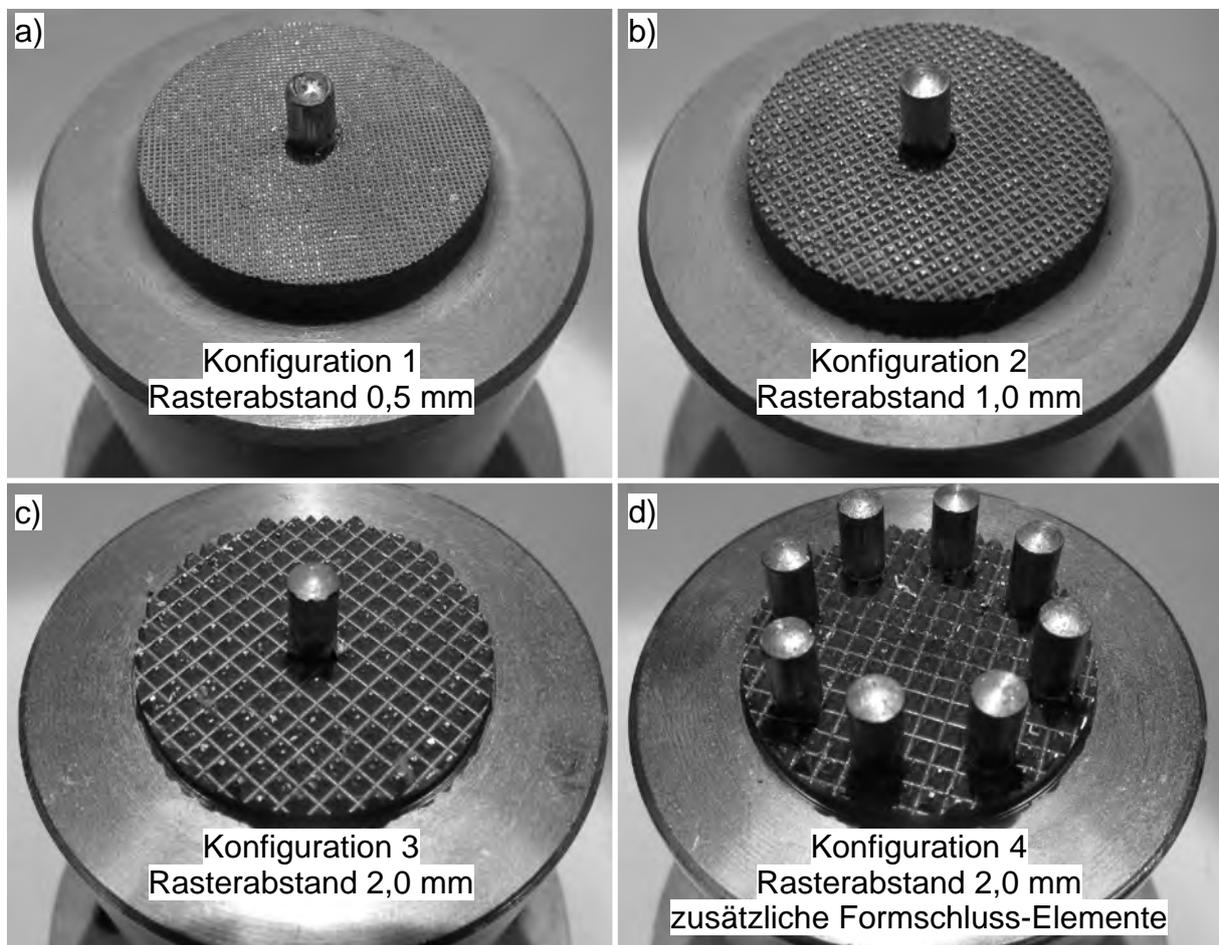


Bild 4.27: Verschiedene Oberflächen des inneren Spannwerkzeugs: **a)** rechtwinkliges Pyramidenraster mit 0,5 mm Spitzenabstand; **b)** rechtwinkliges Pyramidenraster mit 1,0 mm Spitzenabstand; **c)** rechtwinkliges Pyramidenraster mit 2,0 mm Spitzenabstand; **d)** rechtwinkliges Pyramidenraster mit 2,0 mm Spitzenabstand und zusätzlich acht Zylinderstiften als Formschluss-Elemente

Einspannwerkzeuge besitzen jeweils einen Radius von $r_i = 15$ mm. Konfiguration 1 weist ein rechtwinkliges Raster von kleinen pyramidenförmigen Spitzen im Abstand von 0,5 mm auf, welche einen Spitzenwinkel von 60° besitzen. Die zweite und dritte Konfiguration besteht aus dem gleichen Raster, wobei die Abstände der Spitzen jeweils 1,0 mm bzw. 2,0 mm betragen. Die ersten drei Oberflächenkonfigurationen sind mit einer zentralen Bohrung versehen, in der ein Zylinderstift mit einem Durchmesser von 4 mm Platz findet. Dieser Stift dient während der Versuchsdurchführung zur Zentrierung bei der Einlegung der Torsionsprobe. Konfiguration 4 basiert auf dem Raster von Konfiguration 3, wobei sich in einem Lochkreis von 22 mm Durchmesser acht Zylinderstifte mit jeweils 4 mm Stiftdurchmesser befinden. Entsprechende Bohrungen wurden ebenfalls in den Proben vorgesehen, sodass formschlüssige Übertragung der Torsionsbelastung zusätzlich zur Einspannkraft an der inneren Einspannung gewährleistet wird.

In den **Bildern 4.28 bis 4.30** sind jeweils typische Messungen der Versuchswerkstoffe unter Verwendung der jeweiligen Werkzeugoberflächenkonfiguration dargestellt. Die Blechdicken betragen jeweils 1 mm, der Klemmdruck ist mit 70 MPa (Klemmkraft ca. 50 kN) für alle Versuche identisch gewählt. Die Verdrehgeschwindigkeit wurde mit $0,05^\circ$ pro Sekunde eingestellt. Zur Auswertung wurde die nachgeschaltete Dehnungsmessung angewendet. Der Versuch gilt als beendet, sobald

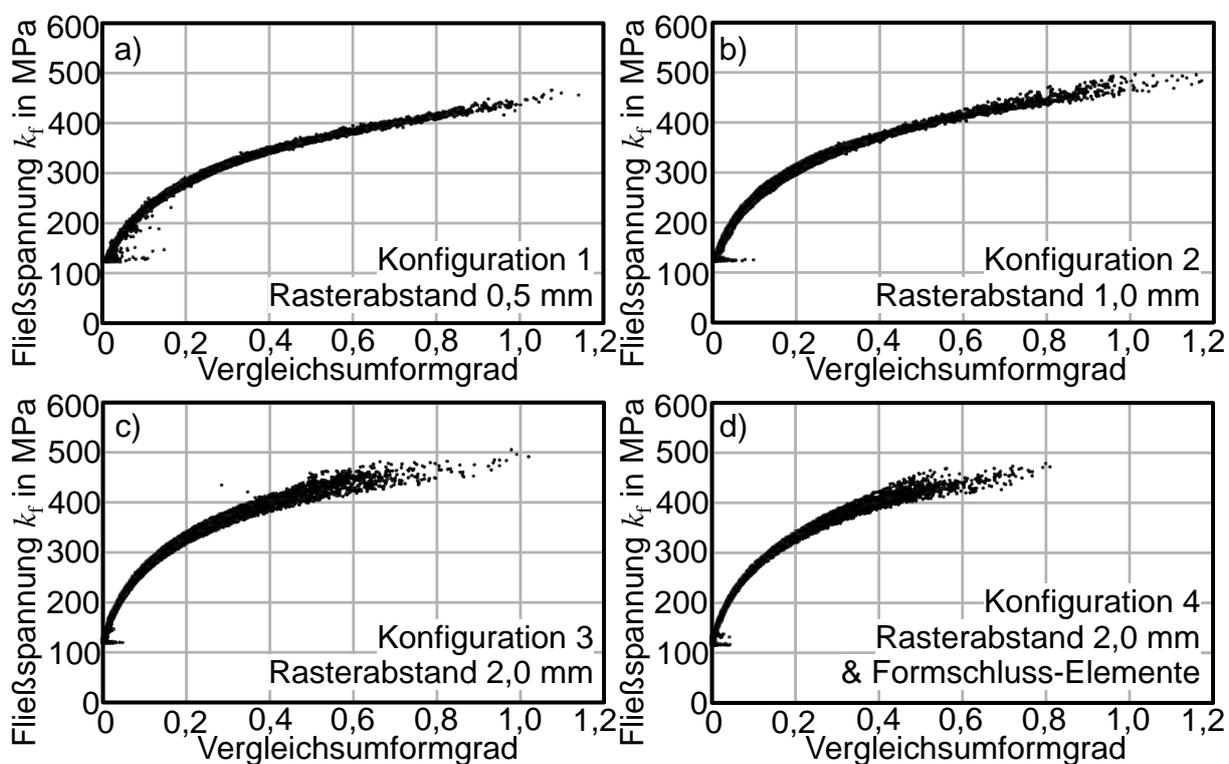


Bild 4.28: Messwerte für DC06, $t = 1$ mm für a) Konfiguration 1, b) Konfiguration 2, c) Konfiguration 3 und d) Konfiguration 4

ein Abfall des Drehmoments erfasst wird. Für den duktilen Tiefziehstahl DC06 erreicht diese Messreihe für alle Konfigurationen hohe Dehnungen. Insbesondere für Konfiguration 2 (**Bild 4.28b**) ist die gemessene Umformung von bis zu $\varphi \approx 1,2$ ein sehr guter Wert, der eine weitere Extrapolation der Fließkurve unnötig macht. Auch für die erste und dritte Konfiguration können hohe Dehnungen erreicht werden. Für Konfiguration 4 mit den Formschluss-Elementen können jedoch lediglich Werte bis 0,8 erzielt werden.

Die beiden Aluminium-Legierungen AA5182 und AA6016 weisen bei Konfiguration 1 mit dem geringsten Rasterabstand messbare Umformgrade von ca. 0,4 (AA5182) und 0,3 (AA6016 auf). Im Vergleich zu der messbaren Fließkurve beim Zugversuch bis $\varphi \approx 0,24$ ist die Verbesserung im ebenen Torsionsversuch gering. Für die groben Rasterabstände bei Konfiguration 2 und 3 können bei beiden Aluminiumwerkstoffen Umformgrade von ca. 0,4 bis 0,5 erreicht werden. Mit den Formschluss-Elementen ist eine zusätzliche Steigerung der gemessenen Deformation möglich. Jedoch ist der Verlauf der Verfestigung für die gemessenen Punkte niedriger als die in den anderen Konfigurationen dokumentierten Messungen. Aus diesem Grund ist die Korrektheit der Messung für die höheren Deformationen ab ca. $\varphi \geq 0,3$ anzuzweifeln.

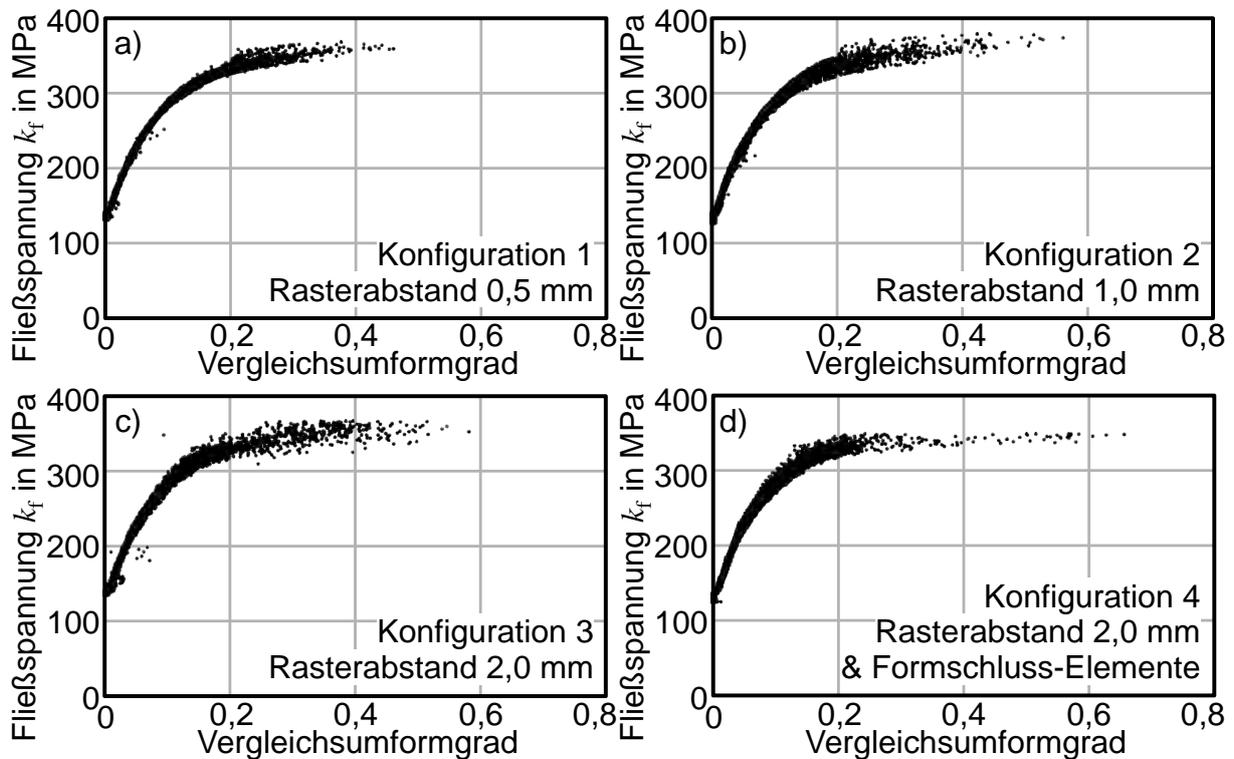


Bild 4.29: Messwerte für AA5182, $t = 1$ mm für a) Konfiguration 1, b) Konfiguration 2, c) Konfiguration 3 und d) Konfiguration 4

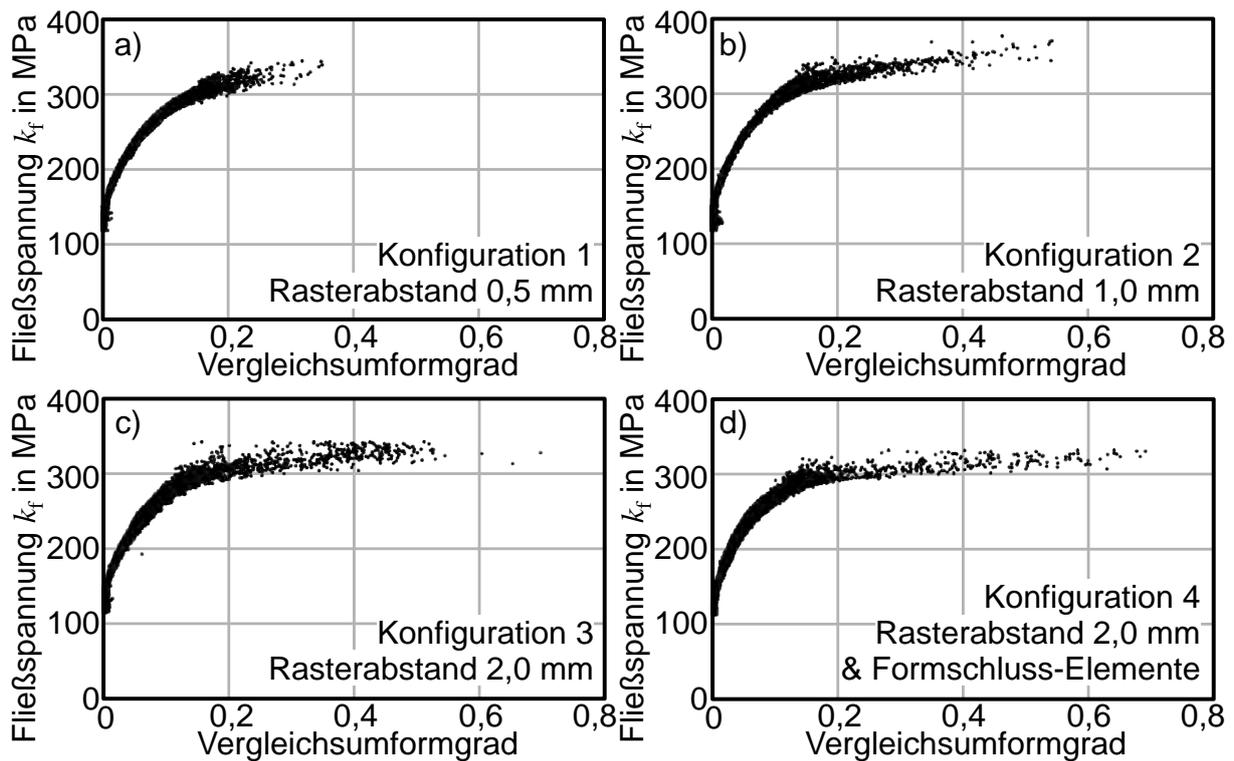


Bild 4.30: Messwerte für AA6016, $t = 1$ mm für a) Konfiguration 1, b) Konfiguration 2, c) Konfiguration 3 und d) Konfiguration 4

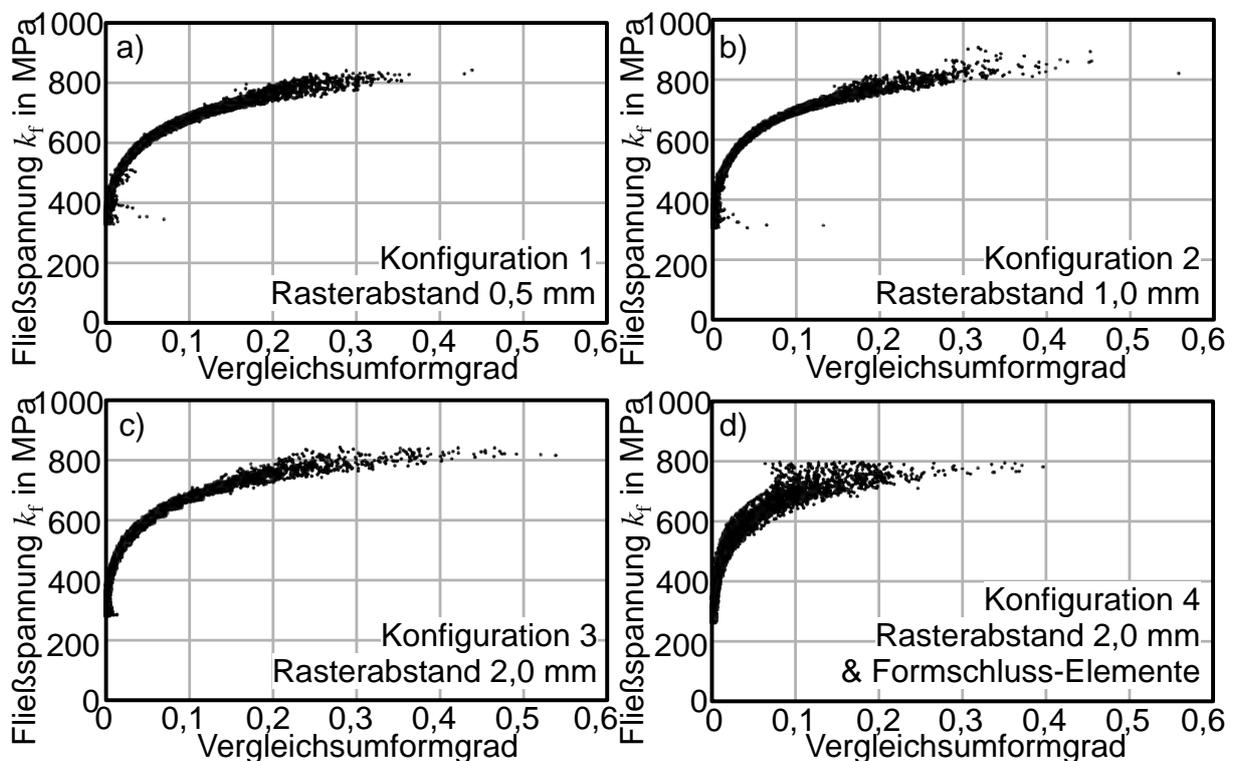


Bild 4.31: Messwerte für DP600, $t = 1$ mm für a) Konfiguration 1, b) Konfiguration 2, c) Konfiguration 3 und d) Konfiguration 4

Auch für den Dualphasenstahl DP600 sind die erreichbaren Formänderungen im ebenen Torsionsversuch geringer als beim Stahl DC06. Während mit Konfiguration 1 Umformgrade von ca. 0,3 gemessen werden, sind mit Konfiguration 2 und 3 Formänderungen bis 0,4 oder mehr möglich. Erneut ist die Verwendung der Formschluss-Elemente nicht zielführend zur Erzielung noch höherer Umformgrade. Im Zugversuch sind Umformgrade von 0,2 bis 0,25 erreichbar.

Zusammenfassend kann über die Variation der Strukturierung der Einspannwerkzeuge festgehalten werden, dass für die geprüften Werkstoffe die Rasterabstände mit 1 mm und 2 mm die besten Ergebnisse erzielen. Die Verwendung der sehr feinen Gitterabstände von 0,5 mm erzeugt nicht ausreichend Haftung an den Stahlwerkstoffen, um das erforderliche Drehmoment zu übertragen. Dies kann zum Durchrutschen der Einspannung führen, welche als Rutschmarken auf der Probe sichtbar sind. **Bild 4.32** zeigt zwei Nahansichten der eingespannten Probenfläche nach der Torsion an DC06 und DP600.

Auch die Verwendung der Formschluss-Elemente kann keine zufriedenstellende Lösung zur Erhöhung der messbaren Formänderungen bieten. Es zeigt sich, dass die Zylinderstifte zwar Last übertragen, die Blechprobe jedoch nicht in der Lage ist, bei eventuell auftretenden Rutschbewegungen die Last über die kleinen Kontaktflächen in den Bohrungen zu übertragen. Aus diesem Grund sind die zuvor runden Bohrungen in der Blechprobe stark zu Tropfenformen verzerrt. **Bild 4.33** zeigt dabei die Verformung der zuvor runden Löcher. Dabei zeigt sich das weichere DC06 deutlich

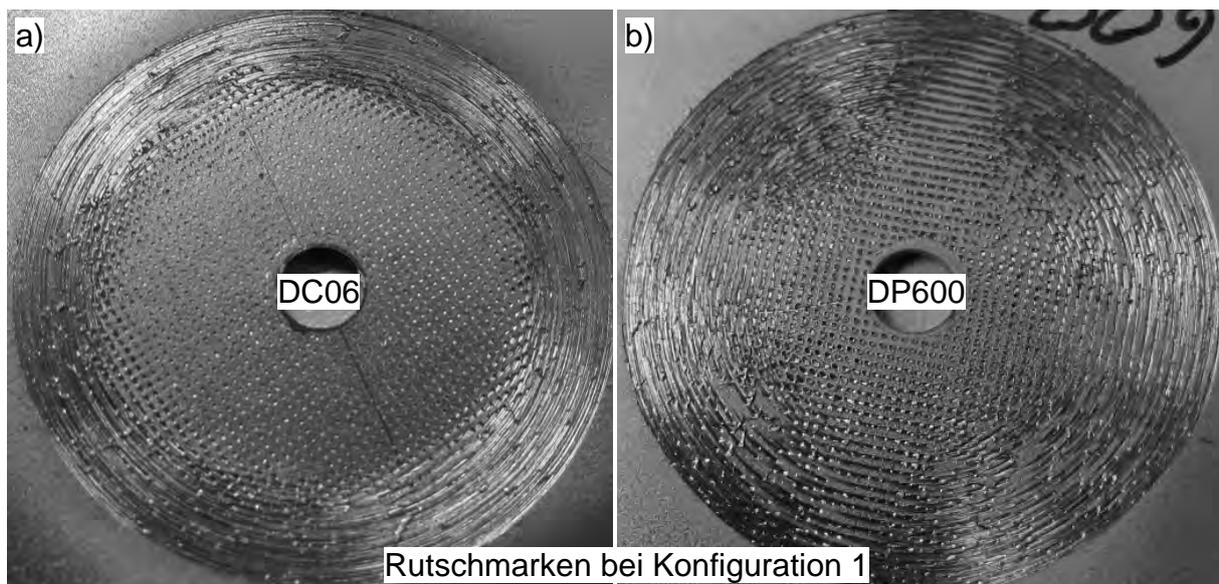


Bild 4.32: Anzeichen des Durchrutschens bei zu geringer Haftung der inneren Einspannung, wenn die Strukturierung zu fein gewählt wird bei a) DC06 und b) DP600

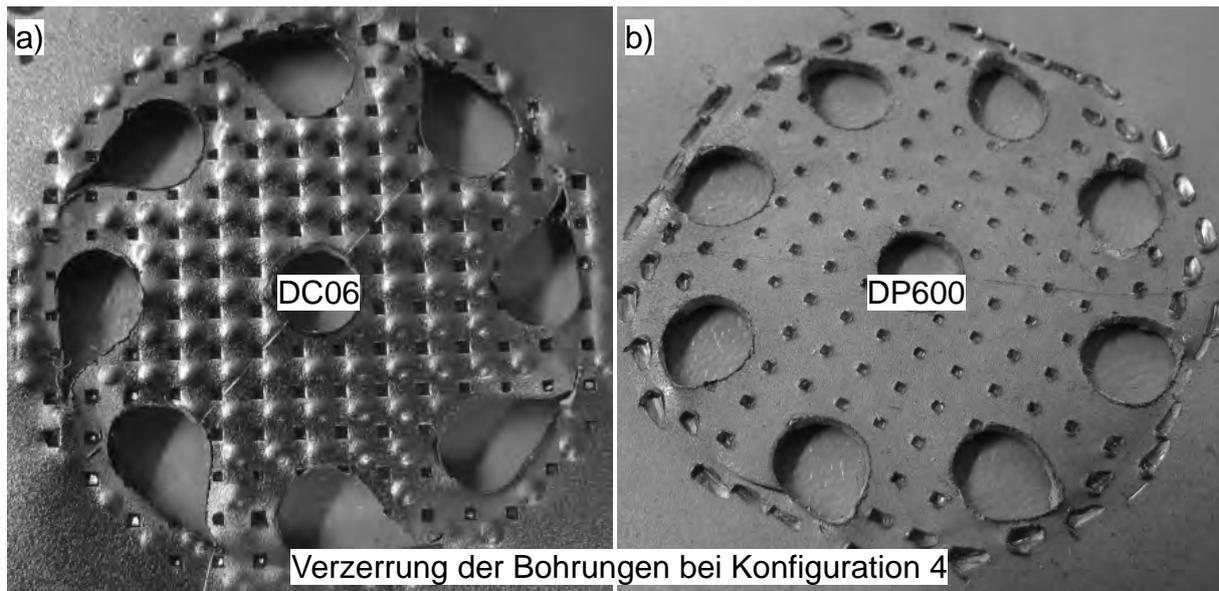


Bild 4.33: Verzerrung der Bohrungen auf der Probe durch die Zylinderstifte bei a) DC06 und b) DP600

stärker von der Klemmkraft und der ungewollten Tropfenverformung betroffen als die vergleichsweise festere DP600-Legierung.

Bild 4.34 zeigt vier Ausschnitte von eingespannten Probenflächen nach dem Prüfen der Aluminium-Legierungen. Beide Legierungen zeigen ähnliche Erscheinungen

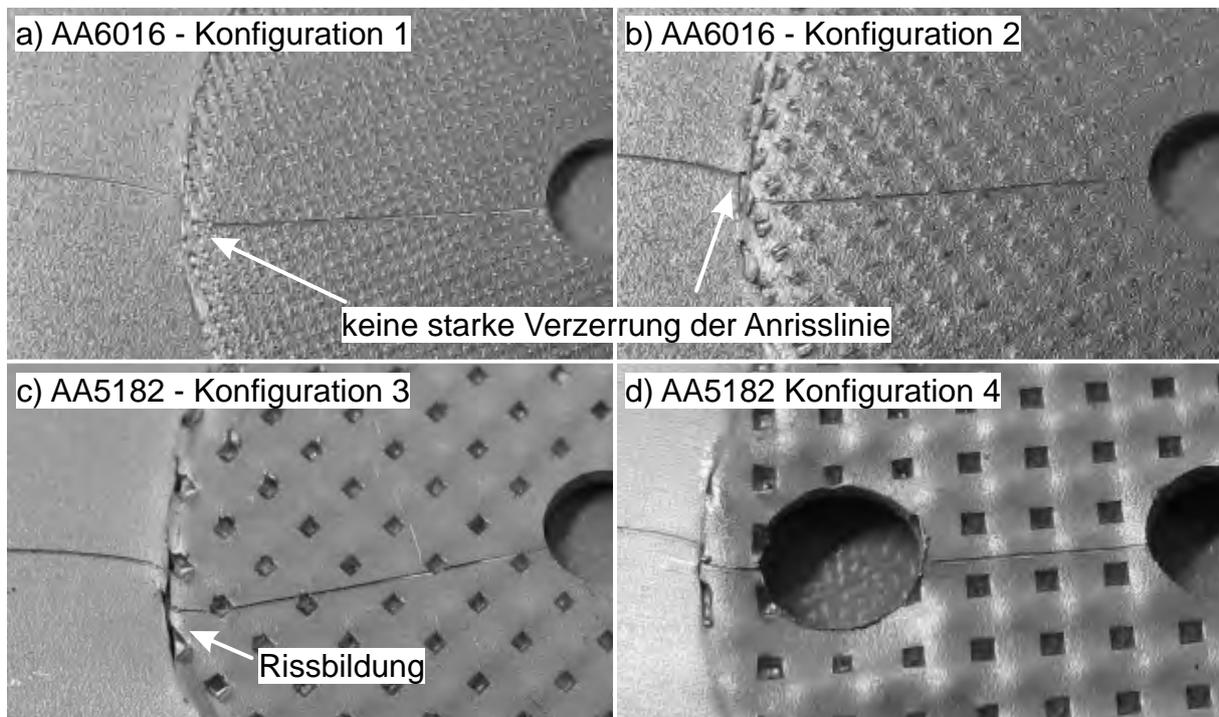


Bild 4.34: Abrupte Pfadänderung von Radiallinien bei AA5182 und AA6016

an dieser Stelle. Es lässt sich anhand der vor der Deformation aufgetragenen Anrisslinien feststellen, dass die erreichte Umformung gering war, während der Linienerverlauf eine Unstetigkeit am Rand der Einspannung aufweist. Dies ist die Folge einer Dehnungslokalisierung in einem kleinen Bereich, welches durch eine flach verlaufende Verfestigung bedingt ist. In der Konfiguration 3 mit groben Abständen der Riffelung ist zudem eine Rissbildung erkennbar, an dem Werkstoffversagen auftrat. Im Gegensatz zu den Stahlwerkstoffen sind die Rundlöcher nicht verzerrt. Dies weist darauf hin, dass der Abfall des Drehmoments nicht durch Rutschen der inneren Einspannung bedingt ist.

4.5 Fazit

In diesem Kapitel wurden eine experimentelle Prüfvorrichtung zur Durchführung ebener Torsionsversuche und verschiedene Methoden zur Fließkurvenermittlung mithilfe der optischen Dehnungsmessung präsentiert. Folgende Schwerpunkte wurden dabei gesetzt:

- **Experimentelle Prüfvorrichtung:** Eine Versuchsanlage wurde für die Durchführung von ebenen Torsionsversuchen an Blechproben entwickelt und in Betrieb genommen. Die Anforderungen an eine solche Vorrichtung wurden dargestellt, die konstruktive Umsetzung erläutert.
- **Fließkurvenermittlung:** Zwei verschiedene Methoden zur Ermittlung von Fließkurven mittels optischer Dehnungsmessung im ebenen Torsionsversuch wurden eingeführt und anhand verschiedener Blechwerkstoffe demonstriert. Die Existenz eines Spannungs- und Dehnungsgradienten bei der ebenen Torsion wurde hierbei ausgenutzt. Der Vorteil der **nachgeschalteten Dehnungsmessung** liegt in dem geringen Messaufwand. Die **kontinuierliche Dehnungsmessung** kann eine Vielzahl von Fließkurven mit unterschiedlicher Enddehnung ermitteln. Der Effekt der dynamischen Reckalterung (PLC-Effekt) im ebenen Torsionsversuch bei AA5182 konnte erstmalig beobachtet und analysiert werden. Die Erreichbarkeit von hohen Umformgraden wurde bestätigt, insbesondere für duktile Tiefziehstähle wie DC06. Im Vergleich mit Ergebnissen des einachsigen Zugversuchs liefern beide Auswertungsmethoden vergleichbare Ergebnisse. Lediglich für den Werkstoff DC06 liegt eine Abweichung der Scherfließkurve vor. Hypothesen über die Ursachen für die Abweichung wurden detailliert diskutiert. Eine vollständig zufriedenstellende Erklärung konnte nicht gefunden werden. Es bleibt zu prüfen, ob die Verwendung eines nicht-quadratischen Fließkriteriums über die Korrelation der

äquivalenten plastischen Arbeit zu einer besseren Übereinstimmung der Fließkurven führen kann.

- **Innere Einspannung:** In einer numerischen Analyse wurde die Druckspannungsüberlagerung durch die innere Einspannkraft untersucht. Dabei zeigt sich ein vernachlässigbarer Einfluss auf die ermittelte Fließspannung in unmittelbarer Nähe der Einspannung. Eine experimentelle Versuchsreihe mit unterschiedlichen Einspannkraften konnte dieses Ergebnis bestätigen. Um die Möglichkeit zur Erhöhung des erreichbaren Umformgrads bei der Fließkurvenermittlung zu prüfen, wurden verschiedene Oberflächenstrukturierungen verglichen. Es zeigt sich, dass die maximal gemessene Formänderung durch die Feinheit der Riffelung oder durch zusätzliche Formschluss-Elemente nur geringfügig verbessert werden kann.
- **Einfluss des Verfestigungsverhaltens** Wenn Durchrutschen und Faltenbildung ausgeschlossen werden kann, so ist der Grund für die Begrenzung des Umformgrades im Werkstoffverhalten zu suchen. Kapitel 5 behandelt daher den Einfluss des Verfestigungsverhaltens auf das Verhalten der Probe im ebenen Torsionsversuch.

5 Analyse des Verfestigungsverhaltens

In Abschnitt 4.4.3 wurde festgestellt, dass die Limitierung des erreichbaren Umformgrades im ebenen Torsionsversuch nicht ausschließlich durch Faltenbildung oder Durchrutschen der inneren Einspannung verursacht wird. In diesem Kapitel soll daher der ebene Torsionsversuch mithilfe analytischer Methoden und numerischer Simulation hinsichtlich des Verhaltens auf unterschiedliches Verfestigungsverhalten von Werkstoffen untersucht werden. Das Ziel ist es, ein grundlegendes Verständnis für den Versuch aufzubauen.

In den folgenden Abschnitten wird ein analytisches Modell zur Beschreibung der Spannungen und Dehnungen im ebenen Torsionsversuch aufgebaut. Die sich einstellenden Verschiebungen, Dehnungen und der Drehwinkel werden für elastische und plastische Deformationen hergeleitet. Es wird geprüft, inwiefern ein Mindestmaß an Verfestigung benötigt wird, um eine Auswertung der Fließkurve zu ermöglichen. Die Ergebnisse werden mittels numerischer Simulation überprüft. Zudem wird das Verhalten des ebenen Torsionsversuchs bei einer Lastumkehr mit analytischen Ansätzen diskutiert.

5.1 Berechnung von Spannung und Dehnung

Wenn isotropes Werkstoffverhalten vorausgesetzt wird, lässt sich der ebene Torsionsversuch relativ einfach als ein eindimensionales kontinuumsmechanisches Problem darstellen. Im Folgenden werden die Dehnungen und Spannungen aus dem Verschiebungsfeld und dem Gleichgewicht hergeleitet. Es werden ideale Einspannbedingungen angenommen, sodass kein Durchrutschen stattfinden kann.

5.1.1 Verschiebungsfeld

Bild 5.1 zeigt die relevanten geometrischen Größen bei dieser Betrachtung. Es wird hierbei ein Zylinderkoordinatensystem mit den Richtungen r, ϕ und z verwendet. Die Probe besteht aus einer Ringfläche, die durch die Einspannradien r_i und r_a begrenzt wird. Bei kleinen Deformationen kann zunächst davon ausgegangen werden, dass jeder Punkt sich auf einer Kreisbahn mit konstantem Radius bewegt. Verschiebungen in Dickenrichtung u_z oder radiale Verschiebungen u_r sind nicht vorhanden. Für jede radiale Position r lässt sich somit eine Verschiebung

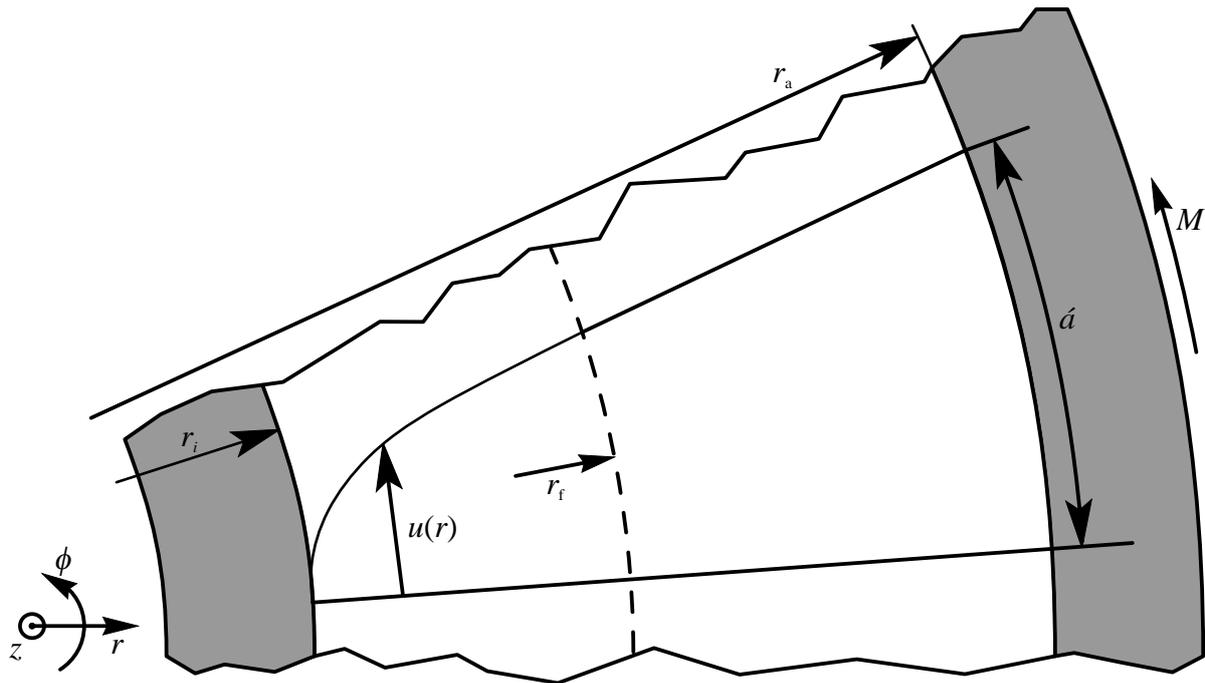


Bild 5.1: Geometrische Größen im ebenen Torsionsversuch

$u_\phi(r)$ in tangentialer Richtung definieren. Der Verschiebungsgradient lässt sich in Zylinderkoordinaten für den ebenen Torsionsversuch somit darstellen als

$$\text{grad } \mathbf{u}(r, \phi, z) = \begin{pmatrix} \frac{\partial u_r}{\partial r} & \frac{1}{r} \left(\frac{\partial u_r}{\partial \phi} - u_\phi \right) & \frac{\partial u_r}{\partial z} \\ \frac{\partial u_\phi}{\partial r} & \frac{1}{r} \left(\frac{\partial u_\phi}{\partial \phi} - u_r \right) & \frac{\partial u_\phi}{\partial z} \\ \frac{\partial u_z}{\partial r} & \frac{1}{r} \frac{\partial u_z}{\partial \phi} & \frac{\partial u_z}{\partial z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & -\frac{u(r)}{r} & 0 \\ u'(r) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}. \quad (5.1)$$

Zur Vereinfachung der Darstellung wird die tangentiale Verschiebung $u_\phi(r)$ im Folgenden mit $u(r)$ und die Ableitung einer Funktion nach r mit $\frac{df(r)}{dr} = f'(r)$ bezeichnet. Die Randbedingungen für die Verschiebung lassen sich aus der Einspannung ableiten. Im Folgenden wird davon ausgegangen, dass die innere Einspannung unbeweglich bleibt, während die Rotation in Form eines globalen Verdrehwinkels α an der äußeren Einspannung eingebracht wird. Die Verschiebung besitzt somit als Grenzwerte

$$u(r_i) = 0 \quad \text{und} \quad (5.2)$$

$$u(r_a) = r_a \cdot \alpha. \quad (5.3)$$

Für den linearisierten Verzerrungstensor ergibt sich

$$\mathbf{E}(r, \phi, z) = \begin{pmatrix} \varepsilon_{rr} & \varepsilon_{r\phi} & \varepsilon_{rz} \\ \varepsilon_{\phi r} & \varepsilon_{\phi\phi} & \varepsilon_{\phi z} \\ \varepsilon_{zr} & \varepsilon_{z\phi} & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{2} \left[u'(r) - \frac{u(r)}{r} \right] & 0 \\ \frac{1}{2} \left[u'(r) - \frac{u(r)}{r} \right] & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}. \quad (5.4)$$

Der Scherwinkel lässt sich daher als

$$\gamma = \gamma_{r\phi} = 2 \cdot \varepsilon_{r\phi} = u'(r) - \frac{u(r)}{r} = r \cdot \left[\frac{u(r)}{r} \right]' \quad (\text{vgl. Gl. 2.50}) \quad (5.5)$$

formulieren.

5.1.2 Gleichgewicht

Bei der allgemeinen Definition des Gleichgewichts muss die Divergenz des Spannungstensors verschwinden:

$$\operatorname{div} \boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{\phi\phi}) + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\phi}}{\partial \phi} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} \\ \frac{\partial \tau_{\phi r}}{\partial r} + \frac{2}{r} \tau_{\phi r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\phi\phi}}{\partial \phi} + \frac{\partial \tau_{\phi z}}{\partial z} \\ \frac{\partial \tau_{zr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \tau_{zr} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{z\phi}}{\partial \phi} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5.6)$$

Es wird angenommen, dass nur die Spannungskomponente $\tau = \sigma_{r\phi}$ existiert und diese nur vom Radius r abhängig ist. Damit reduziert sich die Gleichgewichtsbedingung zu der Gleichung

$$\frac{d\tau_{r\phi}}{dr} + \frac{2}{r} \tau_{r\phi} = 0. \quad (5.7)$$

Die Lösung dieser Differenzialgleichung lässt sich mit

$$\tau_{r\phi} = \frac{C_1}{r^2} \quad (5.8)$$

angeben, wobei C_1 eine Konstante ist. Aus den Randbedingungen lässt sich diese bestimmen, sodass die Scherspannung als Funktion des Radius berechnet werden kann:

$$\tau_{r\phi} = \tau(r) = \frac{M}{2\pi \cdot t \cdot r^2} \quad (\text{vgl. Gl. 2.49}). \quad (5.9)$$

5.1.3 Grenzradius zwischen elastischer und plastischer Deformation

Der Gradient von Spannung und Dehnung in einer ebenen Torsionsprobe unter Belastung führt zu einer Ausbreitung der plastischen Deformation von innen nach außen. Somit können zwei Bereiche auf der Probe existieren: ein innerer Bereich, in der die Belastung elastisch-plastische Deformationen hervorruft, und ein äußerer Bereich, in der nur elastische Deformationen vorzufinden sind. Die Grenze zwischen diesen Bereichen bildet der Grenzradius r_f (siehe **Bild 5.1**). Ein solcher Zustand wird in den folgenden Ausführungen als teilplastisch bezeichnet. Die Berechnung dieses Grenzradius' kann durch Einsetzen der Anfangsfließspannung in das Gleichgewicht aus **Gleichung 5.9** erfolgen:

$$r_f = \sqrt{\frac{\sqrt{3} \cdot M}{2\pi \cdot t \cdot k_{f0}}} \quad (5.10)$$

Wenn das anliegende Drehmoment M nicht ausreichend ist, um an der Stelle $r = r_i$ plastische Formänderung zu erzeugen, so verhält sich der gesamte Probenbereich rein elastisch. Ist das Drehmoment hingegen so groß, dass sich aus **Gleichung 5.10** $r_f \geq r_a$ ergibt, dann liegt im gesamten Probenbereich plastische Deformation vor. Dies entspricht dem vollplastischen Zustand.

5.2 Elastische Belastung

5.2.1 Lösung des ebenen Torsionsversuchs für elastische Belastungen

Im Fall der linearen Elastizität lässt sich der Zusammenhang zwischen Scherspannung und Scherwinkel als

$$\tau(r) = G \cdot \gamma = G \cdot r \left[\frac{u(r)}{r} \right]' \quad (5.11)$$

herleiten. G ist hierbei das elastische Schubmodul. Eingesetzt in die Gleichgewichtsbedingung aus **Gleichung 5.7** ergibt sich mit

$$\left[r \left[\frac{u(r)}{r} \right]' \right]' + 2 \left[\frac{u(r)}{r} \right]' = 0 \quad (5.12)$$

eine Differenzialgleichung zweiter Ordnung. Unter Berücksichtigung der Randbedingungen aus **Gleichung 5.2** und **5.3** findet sich die Lösung für den Verlauf von $u(r)$ als

$$u(r) = \alpha \cdot \frac{r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left(r - \frac{r_i^2}{r} \right). \quad (5.13)$$

Es ist bemerkenswert, dass die Lösung für den Verschiebungsverlauf unabhängig vom Schubmodul G und somit vom Werkstoff ist. Diese Lösung ist gültig für die gesamte Probe, sofern der gesamte Probenbereich sich ausschließlich linear-elastisch verhält. Aus dem Verlauf der Verschiebung ergeben sich nachfolgend die Scherdehnung und Scherspannung als

$$\gamma(r) = r \cdot \left[\frac{u(r)}{r} \right]' = 2 \frac{\alpha}{r^2} \cdot \frac{r_a^2 r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \quad (5.14)$$

und

$$\tau(r) = 2G \cdot \frac{\alpha}{r^2} \cdot \frac{r_a^2 r_i^2}{r_a^2 - r_i^2}. \quad (5.15)$$

Damit lässt sich die Entwicklung des aufgebrauchten Drehmoments für die rein elastische Belastung als Funktion des Drehwinkels α darstellen:

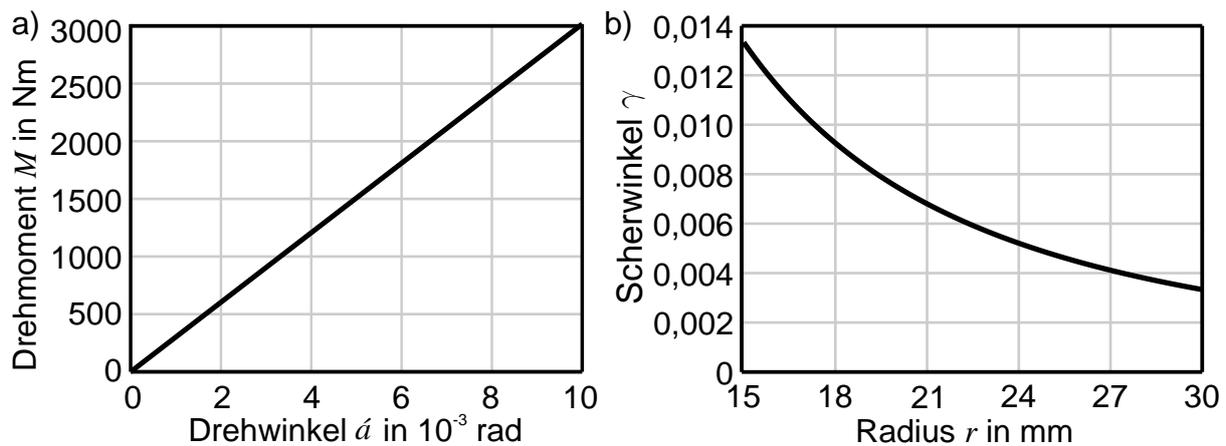
$$M(\alpha) = 2\pi t r^2 \tau(r) = 4G \cdot t \pi \alpha \frac{r_a^2 r_i^2}{r_a^2 - r_i^2}. \quad (5.16)$$

5.2.2 Zahlenbeispiel

Ein Zahlenbeispiel mit realistischen Werten soll an dieser Stelle aufgeführt werden, um die Größenordnung der entstehenden Deformationen, Drehmomente und Drehwinkel zu verdeutlichen. In **Tabelle 5.1** sind die geometrischen Größen und das Schubmodul aufgelistet. In **Bild 5.2a** ist der Drehmomentverlauf aufgezeichnet, um einen Drehwinkel von 0,01 rad ($\approx 0,57^\circ$) zu realisieren. Das dafür notwendige Drehmoment liegt mit 3.000 Nm bereits deutlich über den Möglichkeiten des vorliegenden Prüfstands. Das Diagramm in **Bild 5.2b** zeigt den Verlauf der Scherdehnung $\gamma(r)$ zwischen den Einspannradien bei einem Drehwinkel von 0,005 rad, wofür ein Drehmoment von $M \approx 1.500$ Nm erforderlich ist. Es wird deutlich, dass sowohl der Verdrehwinkel α als auch die Scherdehnung γ bei rein elastischem Werkstoffverhalten klein sind im Vergleich zur plastischen Deformation.

Tabelle 5.1: Geometrie und Schubmodul des Zahlenbeispiels

Bezeichnung	Formelzeichen	Wert
Innerer Einspannradius	r_i	15 mm
Äußerer Einspannradius	r_a	30 mm
Blechdicke	t	1,0 mm
Schubmodul	G	80.000 MPa

**Bild 5.2:** a) Drehmomentverlauf des Zahlenbeispiels; b) Verlauf des Scherwinkels bei einem Drehwinkel von $\alpha = 0,005$

5.3 Plastische Verfestigung

Für die Betrachtung der auftretenden Dehnungsverläufe bei plastischen Deformationen sind verschiedene Verfestigungsansätze anwendbar. Zur Vereinfachung werden in diesem Abschnitt die auftretenden elastischen Dehnungen vernachlässigt. Es wird ein starr-plastisches Werkstoffverhalten angenommen. Um die Fließspannung an der inneren Einspannung mit $r = r_i$ zu erreichen, ist ein Mindestmoment erforderlich. Die Grenze zwischen dem starren äußeren Bereich und dem plastisch deformierten inneren Bereich bildet der Grenzradius r_f . Dieser Radius markiert dabei genau den Ort, an dem die Anfangsfließspannung k_{f0} herrscht. Mit zunehmendem Drehmoment vergrößert sich r_f , sodass die plastische Umformung sich weiter nach außen ausbreitet. Um den Einfluss der Verfestigung auf den Ablauf des ebenen Torsionsversuchs zu analysieren, werden zwei verschiedene Ansätze zur Fließkurvenapproximation an dieser Stelle ausführlich diskutiert.

5.3.1 Lösung des ebenen Torsionsversuchs für die Extrapolationsansätze nach Swift und Voce

Mit der Approximation nach Swift (1952) kann eine sehr ausgeprägte Verfestigung bei metallischen Werkstoffen beschrieben werden. Im Gegensatz dazu bietet der Fließkurvenansatz nach Voce (1948) ein Verhalten, das nach einer gewissen Dehnung nahezu keine Verfestigung mehr im Werkstoff vorsieht. Mithilfe dieser beiden Ansätze können zwei Extremfälle für die Verfestigung abgebildet werden. Die Gleichungen lauten entsprechend **Tabelle 2.1**

$$k_{f,\text{Swift}} = C \cdot (\varphi_a + \varphi)^n \quad \text{und} \quad (5.17)$$

$$k_{f,\text{Voce}} = \sigma_\infty - (\sigma_\infty - k_{f0}) \cdot e^{-m\varphi}. \quad (5.18)$$

Hierbei sind C , φ_a , n die Parameter beim Ansatz nach Swift und σ_∞ , k_{f0} , m die Parameter nach Voce. Unter der Voraussetzung isotropen Werkstoffverhaltens lassen sich nach von Mises die Vergleichsgrößen k_f und φ zur Scherspannung τ und Scherwinkel γ umwandeln. Wird die Fließkurvenapproximation in die Gleichgewichtsbedingung nach **Gleichung 5.9** eingesetzt und γ entsprechend **Gleichung 5.5** ersetzt, entsteht aus dem Verlauf für die Scherdehnung $\gamma(r)$ eine Differentialgleichung für die Verschiebung $u(r)$. Diese lautet

$$\gamma(r)_{\text{Swift}} = r \left[\frac{u(r)}{r} \right]' = \sqrt{3} \cdot \left[\left(\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \varphi_a \right] \quad \text{bzw.} \quad (5.19)$$

$$\gamma(r)_{\text{Voce}} = r \left[\frac{u(r)}{r} \right]' = \frac{\sqrt{3}}{m} \cdot \ln \left[\frac{2\pi t \cdot r^2 \cdot (k_{f0} - \sigma_\infty)}{\sqrt{3}M - 2\pi t \cdot r^2 \cdot \sigma_\infty} \right]. \quad (5.20)$$

Mit der Randbedingung $u(r_i) = 0$ können die Differentialgleichungen gelöst werden, sodass die Verschiebung mit

$$u(r)_{\text{Swift}} = \sqrt{3}r \cdot \left[\varphi_a \ln \left(\frac{r_i}{r} \right) + \frac{n}{2} \left(\frac{\sqrt{3}M}{2\pi t \cdot C} \right)^{\frac{1}{n}} \left(r_i^{-\frac{2}{n}} - r^{-\frac{2}{n}} \right) \right] \quad \text{bzw.} \quad (5.21)$$

$$u(r)_{\text{Voce}} = \frac{\sqrt{3}r}{m} \cdot \ln \left(1 - \frac{k_{f0}}{\sigma_\infty} \right) \cdot \ln \left(\frac{r}{r_i} \right) + \frac{\sqrt{3}r}{2m} \left[\text{dilog} \left(1 - \frac{\sqrt{3}M}{2\pi t r_i^2 \sigma_\infty} \right) - \text{dilog} \left(1 - \frac{\sqrt{3}M}{2\pi t r^2 \sigma_\infty} \right) \right] \quad (5.22)$$

berechnet werden kann. In der Lösung für die Verfestigung nach Voce kommt der sogenannte Dilogarithmus vor, welcher folgendermaßen definiert ist:

$$\operatorname{dilog}(x) = \int_a^x \frac{\ln(t)}{1-t} dt. \quad (5.23)$$

Die **Gleichungen 5.19 bis 5.22** sind nur für den Bereich $r_i \leq r \leq r_f$ gültig. Da ein starr-plastisches Verhalten angenommen wird, lässt sich der Drehwinkel α am Grenzradius r_f bestimmen. Der Wert von r_f hängt dabei vom der aktuellen Belastung ab. Mit der Bedingung $\gamma(r_f) = 0$ lässt sich anhand der Gleichgewichtsbedingung aus **Gleichung 5.9** der Wert des Grenzradius als Funktion des Drehmoments jeweils bestimmen mit

$$r_f = \sqrt{\frac{\sqrt{3}M}{2\pi \cdot t \cdot C \cdot \varphi_a^n}} \text{ bzw.} \quad (5.24)$$

$$r_f = \sqrt{\frac{\sqrt{3}M}{2\pi t \cdot k_{f0}}} \quad (5.25)$$

Der Drehwinkel α lässt sich an der Stelle des Grenzradius r_f bestimmen:

$$\alpha = \frac{u(r_f)}{r_f}. \quad (5.26)$$

Für die beiden Ansätze entstehen somit die folgenden Gleichungen für α :

$$\alpha_{\text{Swift}} = \sqrt{3} \left[\ln \left(\frac{\sqrt{6}r_i}{3} \sqrt{\frac{\sqrt{3}\pi t \cdot C \cdot \varphi_a^n}{M}} \right) \varphi_a + \frac{n}{2} \left(\frac{\sqrt{3}M}{2\pi t C r_i^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \frac{n}{2} \varphi_a \right], \quad (5.27)$$

$$\alpha_{\text{Voce}} = \frac{\sqrt{3}}{2m} \left[\ln \left(1 - \frac{k_{f0}}{\sigma_\infty} \right) \cdot \ln \left(\frac{\sqrt{3}M}{2\pi t r_i^2 \cdot k_{f0}} \right) + \operatorname{dilog} \left(1 - \frac{\sqrt{3}M}{2\pi t r_i^2 \cdot \sigma_\infty} \right) - \operatorname{dilog} \left(1 - \frac{k_{f0}}{\sigma_\infty} \right) \right]. \quad (5.28)$$

Mit den **Gleichungen 5.27 und 5.28** kann der Drehwinkel als eine Funktion des Drehmoments sowie der geometrischen Größen und Werkstoffparameter dargestellt werden. Eine Umkehrung der Funktion, um das Drehmoment als Funktion des Drehwinkels zu erhalten, ist nicht geschlossen möglich. Eine numerische Lösung kann jedoch ohne Weiteres gefunden werden. Auch grafisch kann durch Vertauschen der Achsen ein Diagramm für $M(\alpha)$ gezeichnet werden. Die Gültigkeit der Lösungen beschränkt sich auf den teil-plastischen Zustand, bei dem ein Teil der

Probe elastisch deformiert wird. Für das Drehmoment entspricht dies dem Intervall $M_{\min} \leq M \leq M_{\text{vollpl.}}$, wobei das Mindestmoment M_{\min} mit

$$M_{\min, \text{Swift}} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \cdot C \varphi_a^n \cdot t \cdot r_i^2 \quad \text{bzw.} \quad (5.29)$$

$$M_{\min, \text{Voce}} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \cdot k_{f0} \cdot t \cdot r_i^2 \quad (5.30)$$

angegeben werden kann. Sobald die Probe vollständig plastifiziert ist, lässt sich der Drehwinkel an der äußeren Einspannung r_a direkt errechnen. Bei der Approximation nach Swift lässt sich die Gleichung mit

$$\alpha_{\text{Swift, vollpl.}} = \sqrt{3} \cdot \left[\varphi_a \ln \left(\frac{r_i}{r_a} \right) + \frac{n}{2} \left(\frac{\sqrt{3}M}{2\pi t \cdot C} \right)^{\frac{1}{n}} \left(r_i^{\frac{-2}{n}} - r_a^{\frac{-2}{n}} \right) \right] \quad (5.31)$$

darstellen. Eine Betrachtung des ebenen Torsionsversuchs bei vollständiger Plastifizierung soll an dieser Stelle nicht vorgenommen werden, da dieser Zustand in den allermeisten Fällen nicht erreicht wird. Insbesondere bei einer Approximation nach Voce wird im nachfolgenden Abschnitt 5.3.2 gezeigt, dass die Auswertbarkeit des Versuchs ab einer bestimmten Verdrehung begrenzt ist.

5.3.2 Analytische Betrachtung von Instabilität und Dehnungslokalisation an einem Zahlenbeispiel

An einem Zahlenbeispiel für jeweils ein Verfestigungsverhalten nach Voce und Swift soll gezeigt werden, wie sich die auswertbare Formänderung im ebenen Torsionsversuch gestaltet. Die Zahlenwerte befinden sich in der **Tabelle 5.2**. Die Parameter dieser beiden Fließkurvenansätze wurden an den realen Daten eines Standard-Zugversuchs angepasst. Die Werte für Blechdicke und Einspannradien können der **Tabelle 5.1** entnommen werden.

Bild 5.3a zeigt den zu erwartenden Verlauf des Drehmoments über den Drehwinkel. Zur Darstellung der Kurven wurden zunächst die **Gleichungen 5.27** und **5.28** verwendet, um die Umkehrfunktion zu zeichnen. Mithilfe einer Spiegelung um die Ursprungsdiagonale entsteht somit der abgebildete Verlauf. Es kann festgestellt werden, dass für den Voce-Ansatz die Kurve nur bis zu einem bestimmten Wert für den Drehwinkel mit $\alpha \approx 3,5^\circ$ berechnet werden kann. Die Ursache hierfür liegt darin, dass eine Instabilität aufgrund der nicht mehr ausreichend auftretenden Verfestigung entsteht. Dies wird in **Bild 5.3b** deutlich sichtbar. Beim Verhalten nach Voce lässt sich an der inneren Einspannung eine extreme Zunahme der Scherdehnung ohne Zuwachs des Drehmoments erreichen. Im Gegensatz dazu zeigt ein

Werkstoffverhalten nach Swift eine weiterhin stabile Zunahme des Drehmoments mit zunehmender Scherdehnung.

Aus **Bild 5.3** ist ersichtlich, dass für das vorliegende Zahlenbeispiel die Instabilität bei einem Drehmoment von knapp über $M = 300$ Nm für den Ansatz nach Voce auftritt. **Bild 5.4** zeigt die räumliche Verteilung der Scherdehnung γ über den Radius r zu zwei Zeitpunkten, die sich relativ nahe sind, wobei das erste Diagramm in **Bild 5.4a** bei dem Zustand $M = 300$ Nm gewählt ist. Es ist festzustellen, dass die beiden errechneten Verläufe der Scherdehnung γ einen relativ ähnlichen Verlauf zeigen. Das zweite Diagramm in **Bild 5.4b** stellt den Zustand dar, welcher mit $M = 308$ Nm nur ein geringfügig höheres Drehmoment aufweist. An dieser Stelle zeigt sich für das Verfestigungsverhalten nach Voce eine starke Zunahme

Tabelle 5.2: Werkstoffparameter für Swift und Voce als Zahlenbeispiel

Parameter nach Swift	Parameter nach Voce
$k_f = C \cdot (\varphi_a + \varphi)^n$	$k_f = \sigma_\infty - (\sigma_\infty - k_{f0}) \cdot e^{-m\varphi}$
$C = 550,5$ MPa	$k_{f0} = 131,8$ MPa
$\varphi_a = 6,13 \cdot 10^{-3}$	$\sigma_\infty = 375,7$ MPa
$n = 0,281$	$m = 11,74$

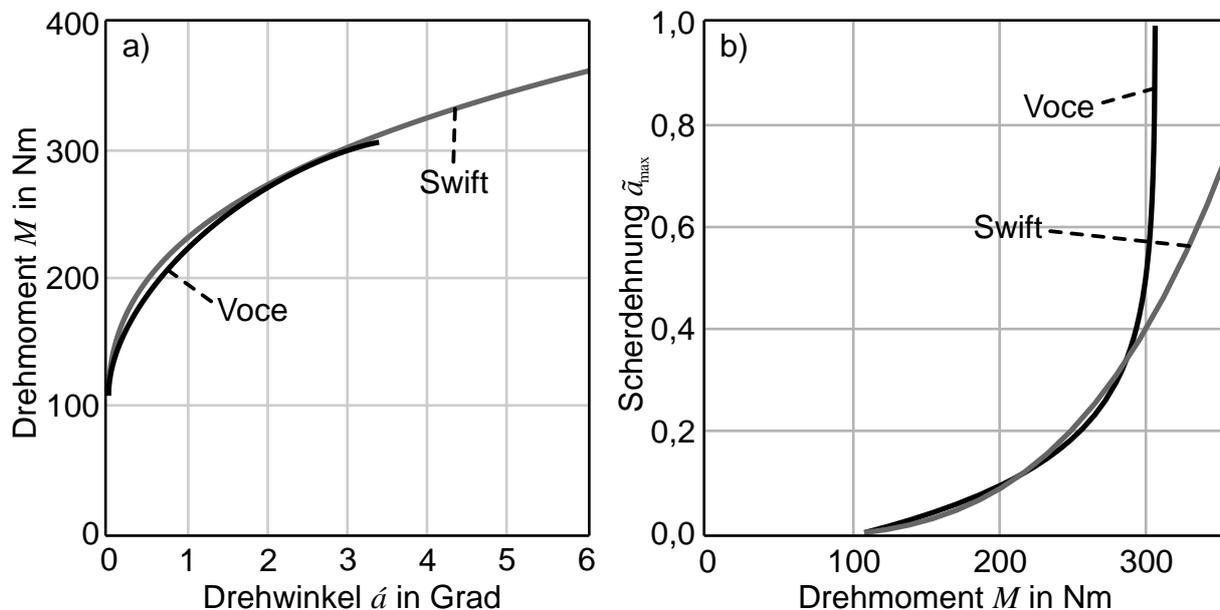


Bild 5.3: Einfluss der Verfestigung auf den ebenen Torsionsversuch im Vergleich zwischen Voce und Swift: **a)** Globales Verhalten von Drehmoment M über Drehwinkel α ; **b)** Entwicklung der maximalen Scherdehnung γ_{\max} an der inneren Einspannung mit zunehmendem Drehmoment.

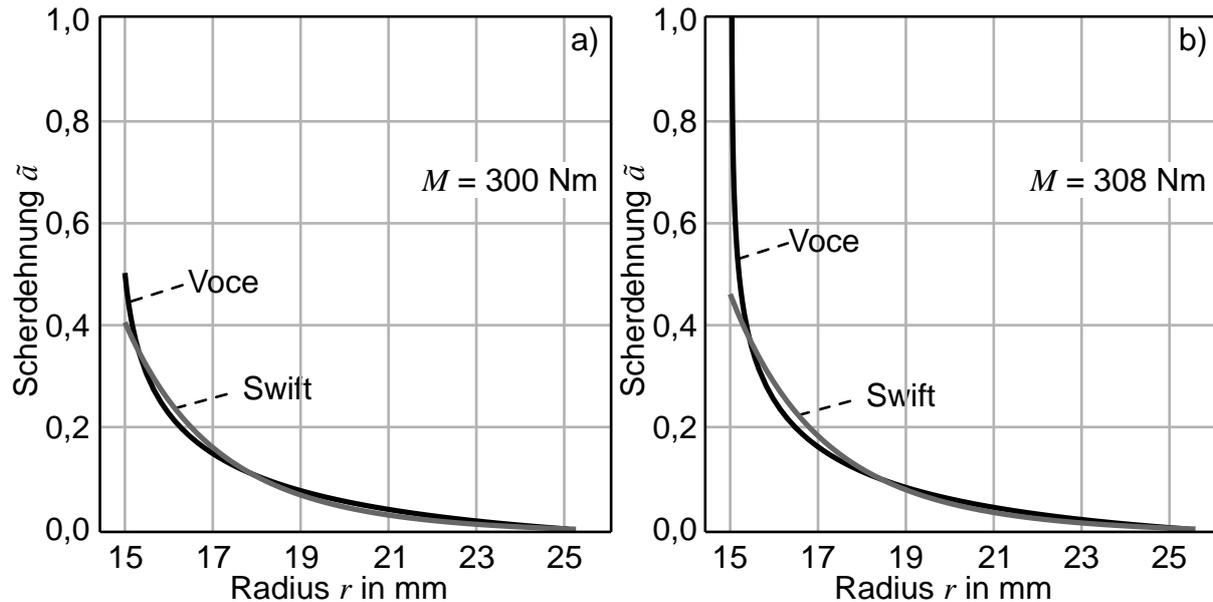


Bild 5.4: Vergleich der Scherdehnungsverläufe $\gamma(r)$ zwischen den Verfestigungsverhalten nach Swift und Voce anhand eines Zahlenbeispiels **a)** kurz vor der Instabilität bei einem Drehmoment von $M = 300 \text{ Nm}$ und **b)** kurz nach der Instabilität des Voce-Ansatzes bei einem Drehmoment von $M = 308 \text{ Nm}$.

der Scherdehnung im Bereich nahe der inneren Einspannung mit $r_i = 15 \text{ mm}$. Diese extreme Dehnungskonzentration in einem kleinen Bereich an der inneren Einspannung erschwert die messtechnische Auswertung eines solchen Werkstoffes beim ebenen Torsionsversuch. Die in Abschnitt 4.3.1 dargestellten Beobachtungen sind somit durch eine solche Dehnungskonzentration zu erklären. In realen Experimenten können Einflüsse durch die Einspannung zusätzlich auf das messbare Ergebnis einwirken. In Kombination mit Durchrutscheffekten kann eine zu geringe Verfestigung des Werkstoffes die Auswertbarkeit beim ebenen Torsionsversuch stark begrenzen.

5.3.3 Bewertung verschiedener Verfestigungsansätze mittels numerischer Simulation

Ergänzend zu den zuvor beschriebenen analytischen Ansätzen soll in diesem Abschnitt mittels numerischer Simulation die Antwort im ebenen Torsionsversuch bei verschiedenen Verfestigungsansätzen betrachtet werden. Zwei Fragestellungen werden anhand der Simulation diskutiert. Zum einen wird geprüft, ob die Dehnungskonzentration aufgrund zu geringer Verfestigung in der Simulation abgebildet werden kann. Zum anderen soll untersucht werden, inwiefern eine vorgegebene Fließkurve vom ebenen Torsionsversuch in einem rein numerischen Experiment wiedergegeben werden kann. Zur numerischen Simulation des ebenen Torsionsversuchs wird das

kommerzielle FEM-Programm ABAQUS Standard 2D verwendet. Die vernetzte Torsionsprobe besteht aus ca. 21.000 viereckigen 2D-Kontinuumselementen, welche den ebenen Spannungszustand abbilden können (CPS4R). Es wurde nur der Bereich zwischen den Einspannungen mit $15 \text{ mm} < r < 30 \text{ mm}$ als ringförmige Scheibe über den gesamten Umfang modelliert. Die Randbedingungen wurden auf den Knoten am inneren und äußeren Ring definiert. Die Deformation wird durch die Aufprägung eines Verdrehwinkels am inneren oder äußeren Rand realisiert. Das entstehende Reaktionsmoment in Abhängigkeit des Drehwinkels oder der Simulationszeit kann dem Ergebnis entnommen werden. In **Bild 5.5** ist ein Beispiel für die sich in der Simulation entwickelnde Dehnungsverteilung über die Torsionsprobe dargestellt. Der Gradient der Deformation von innen nach außen ist hierbei deutlich zu sehen.

Die Verfestigungsansätze nach Voce (1948), Swift (1952), Hockett und Sherby (1975) sowie Ghosh aus **Tabelle 2.1** werden jeweils in der Simulation des ebenen Torsionsversuchs betrachtet und miteinander verglichen. Ausgangslage für die Approximationen sind experimentell aufgenommene Werte aus dem Zugversuch für den Stahl DC06 (vgl. **Bild 2.1**). Die Messdaten reichen bis zu einem Umformgrad von ca. 0,25. Die Fließkurven werden bis zu einem Umformgrad von 2,0 approximiert und als Folge von Wertepaaren als Werkstoffparameter eingegeben. Die Berechnungssoftware nimmt für größere Umformgrade idealplastisches Verhalten an. Insbesondere für flache Verfestigungen wie bei Voce oder Hockett-Sherby ist interessant, welches Verhalten die Simulation wiedergibt. **Bild 5.6** zeigt eine starke Verzerrung der innersten Elementreihe, was einer Dehnungslokalisation entspricht.

Diese Dehnungslokalisation nahe der inneren Einspannung entsteht, sobald der Werkstoff mit zunehmender Deformation die notwendige Verfestigung nicht mehr aufweist. In der Simulation tritt somit eine stark verzerrte Elementreihe auf. Bei dem abgebildeten Beispiel handelt es sich um den Verfestigungsansatz nach Hockett-Sherby, bei dem die Fließkurve asymptotisch gegen einen Wert von 434 MPa läuft, sodass keine höheren Spannungen mit zunehmender Deformation erreicht werden können. Dieses Verhalten deckt sich mit den analytisch erhaltenen Ergebnissen aus Abschnitt 5.3.2.

Bei der Prüfung der Wiedergabegenauigkeit kommen zwei verschiedene Möglichkeiten der Auswertung zum Einsatz. Zum einen kann ähnlich wie bei der Spirallinienmethode vorgegangen werden. Dabei werden die Positionen der Knoten einer radialen Knotenreihe verfolgt. Die Scherdehnung wird anhand des Winkels zwischen zwei Knoten auf der betrachteten Radiallinie berechnet (siehe **Gleichung 2.50**). Alternativ kann der Dehnungswert direkt aus einem Element gelesen werden. Die radiale Position des Elements wird dabei zur Spannungsberechnung genutzt. Das Resultat

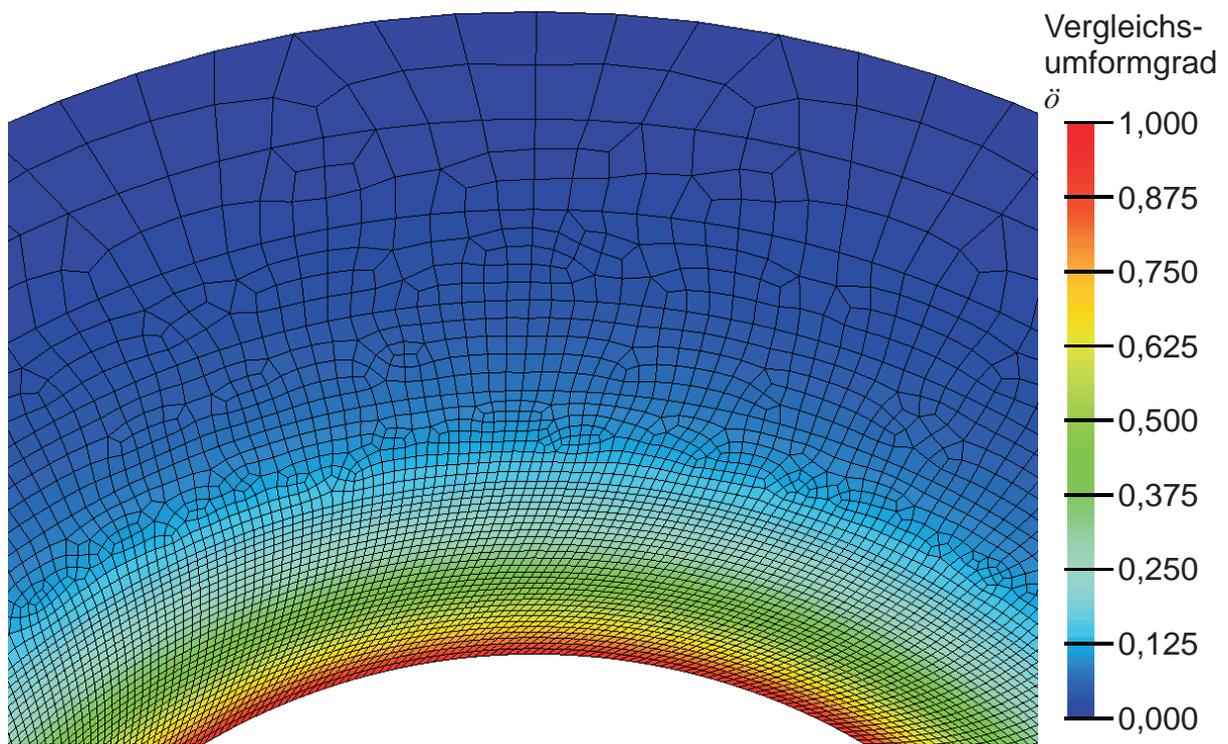


Bild 5.5: Berechnete Dehnungsverteilung aus der FEM

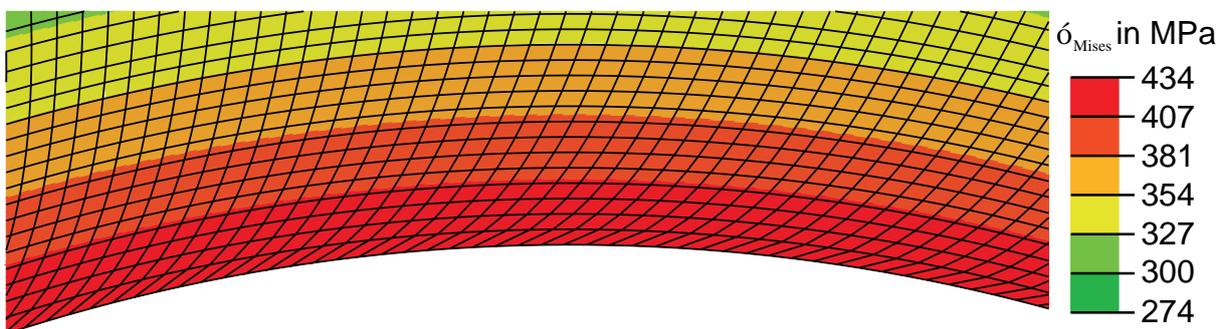


Bild 5.6: Starke Verzerrung der inneren Elementreihe in der Simulation bei flacher Verfestigung am Beispiel des Ansatzes nach Hockett-Sherby

beider Vorgehensweisen wird in den Diagrammen von **Bild 5.7** mit der jeweils vorgegebenen Fließkurve verglichen. Das Ergebnis zeigt, dass der ebene Torsionsversuch in diesem numerischen Experiment bei allen vier Verfestigungsansätzen in der Lage ist, die Eingabewerte für die Verfestigung wiederzugeben. Obwohl für diese numerische Analyse als Ausgangspunkt die Approximation der experimentellen Fließkurve des Werkstoffes DC06 gewählt wurde, ist die Aussagekraft nicht auf diesen einen Stahlwerkstoff begrenzt. Die vier gewählten Approximationsansätze repräsentieren Fließkurven mit unterschiedlichem Ausmaß an Verfestigung. Flache Verläufe, die im Ansatz von Voce oder Hockett-Sherby beschrieben werden, sind für DP-Stähle oder Aluminiumlegierungen realistisch.

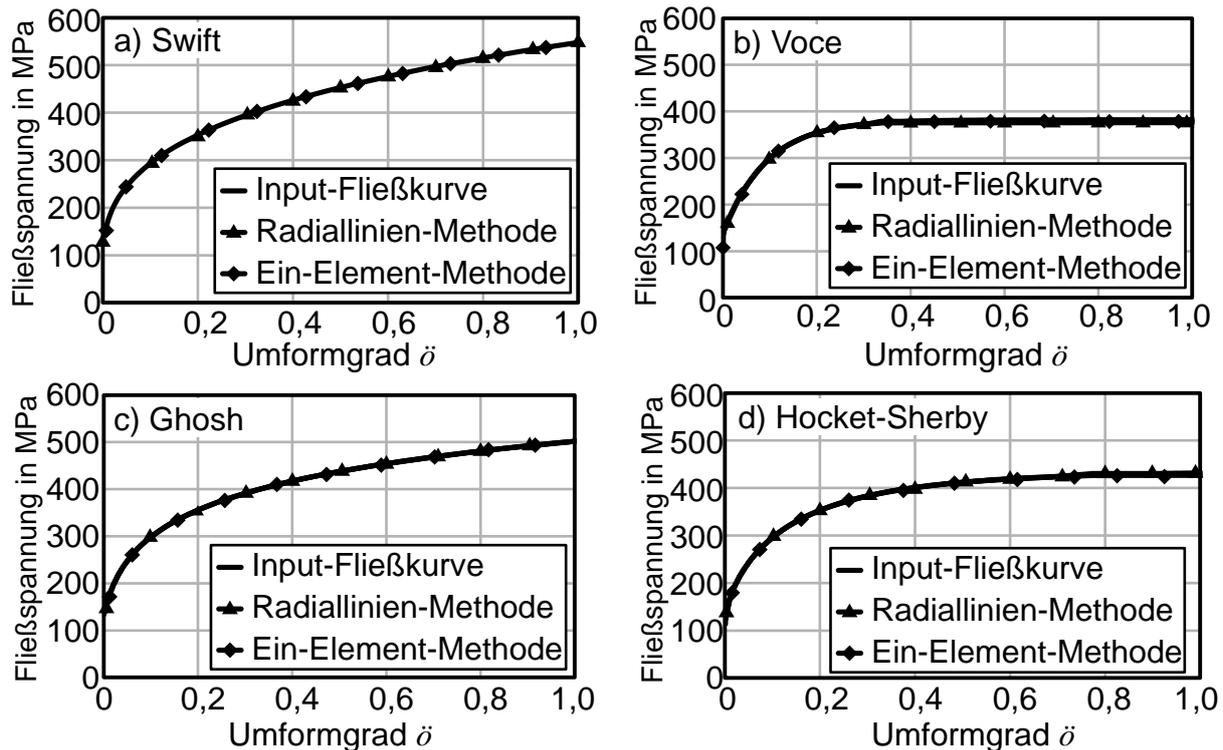


Bild 5.7: Vergleich der Wiedergabegenauigkeit von Fließkurven im ebenen Torsionsversuch mittels FEM für die Verfestigungsansätze nach a) Swift, b) Voce, c) Ghosh und d) Hockett-Sherby

5.4 Werkstoffverhalten bei Lastumkehr

Um das Verhalten des ebenen Torsionsversuchs bei der Lastumkehr zu untersuchen, wird in diesem Abschnitt das Verhalten einer Probe bei einer Vor- und Rücktorsion betrachtet. Für diese Analyse wird angenommen, dass die Verfestigungsapproximation nach Swift zutrifft. Der Werkstoff verhält sich zudem starr-plastisch und zeigt nur isotrope Verfestigung. Die Beschreibung der zyklischen Belastung erfolgt in zwei Phasen. Zunächst wird der Zustand nach der Vorwärts-Torsion ermittelt (**Bild 5.8a**). Danach wird davon ausgehend die Rückbelastung beschrieben. **Bild 5.8b** zeigt schematisch die Entwicklung einer Radiallinie während einer Lastumkehr. Als Lösungen werden zum einen die Verteilungen der Verschiebung $u(r)$ und der Scherdehnung $\gamma(r)$ angegeben, zum anderen wird der Verlauf des Verdrehwinkels α ermittelt.

5.4.1 Ergebnisse der Vordeformation

Bei einer Vorwärtsbelastung gilt $M > 0$ und $\tau > 0$. Bis zu einem maximalen Drehmoment von M_u kann entsprechend den Ausführungen in Abschnitt 5.3 die Vorwärtstorsion beschrieben werden. Die Verteilung der Scherdehnung $\gamma(r)$, die

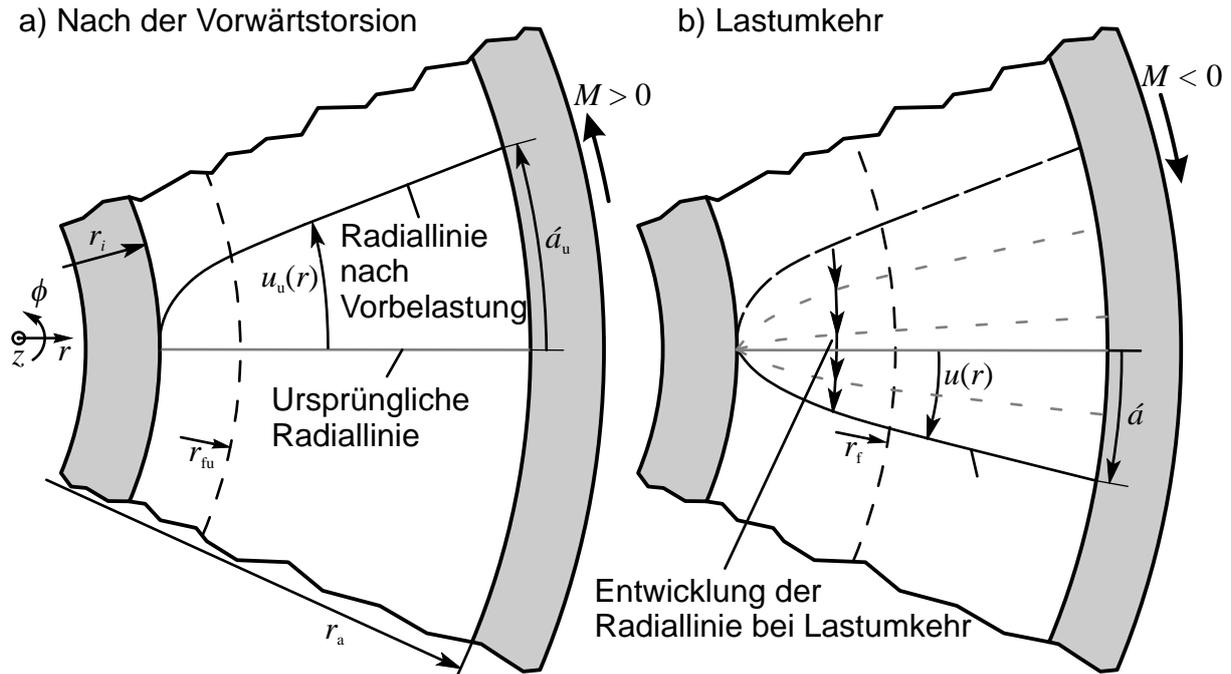


Bild 5.8: a) Zustand der Probe zum Ende der Vorwärtstorsion mit $M = M_u > 0$;
b) Schematische Darstellung der Radiallinienentwicklung bei Lastumkehr mit $M < 0$

Verschiebung $u(r)$, der Grenzradius r_f und der Drehwinkel α lassen sich somit durch die **Gleichungen 5.21, 5.19, 5.24** und **5.27** ermitteln. Mit Einsetzen der Rückbelastung ist für die Torsionsprobe eine Fallunterscheidung am Grenzradius

$$r_{fu} = \sqrt{\frac{\sqrt{3}M_u}{2\pi \cdot t \cdot C \cdot \varphi_a^n}} \quad (5.32)$$

notwendig. Zu Beginn der Rückscherung existiert ein plastisch deformierter Bereich bei $r_i \leq r \leq r_{fu}$ und ein undeformierter Bereich bei $r \geq r_{fu}$. Die Verteilung der Scherdehnung γ_u und der Verschiebung u_u zum Ende der Vorwärtsbelastung lauten dementsprechend

$$\gamma_u(r) = \begin{cases} \sqrt{3} \left[\left(\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M_u}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \varphi_a \right], & r_i \leq r \leq r_{fu} \\ 0, & r \geq r_{fu} \end{cases} \quad \text{und} \quad (5.33)$$

$$u_u(r) = \begin{cases} \sqrt{3}r \cdot \left[\varphi_a \ln \left(\frac{r_i}{r} \right) + \frac{n}{2} \left(\frac{\sqrt{3}M_u}{2\pi t \cdot C} \right)^{\frac{1}{n}} \left(r_i^{-\frac{2}{n}} - r^{-\frac{2}{n}} \right) \right], & r_i \leq r \leq r_{fu} \\ \alpha_u \cdot r, & r \geq r_{fu} \end{cases} \quad (5.34)$$

Hierbei ist α_u der Drehwinkel nach der Vorwärtsbelastung und errechnet sich aus **Gleichung 5.27** durch Einsetzen von M_u :

$$\alpha_u = \sqrt{3} \left[\ln \left(\frac{\sqrt{6}r_i}{3} \sqrt{\frac{\sqrt{3}\pi t \cdot C \cdot \varphi_a^n}{M_u}} \right) \varphi_a + \frac{n}{2} \left(\frac{\sqrt{3}M_u}{2\pi t C r_i^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \frac{n}{2} \varphi_a \right]. \quad (5.35)$$

5.4.2 Beschreibung der Rückdeformation

Die Rückscherung ist durch $M < 0$ und $\tau < 0$ gekennzeichnet. Entsprechend der isotropen Verfestigung beginnt die plastische Rückscherung bei einem angelegten Drehmoment von $M = -M_u$. Die Deformation in die entgegengesetzte Richtung führt dazu, dass die von außen sichtbare Scherdehnung γ sich von der akkumulierten Scherdehnung γ_{ak} , welche für die Berechnung der Spannung verwendet wird, unterscheidet. Es gelten

$$\gamma(r) = \gamma_u(r) - \gamma_r(r) \quad \text{und} \quad (5.36)$$

$$\gamma_{ak}(r) = \gamma_u(r) + \gamma_r(r). \quad (5.37)$$

Der während der Rückscherung entstandene Anteil der Scherdehnung wird hier mit γ_r bezeichnet. Der Swift-Verfestigungsansatz aus **Gleichung 5.17** lautet für die Phase der Rückscherung daher

$$\tau = -\frac{C}{\sqrt{3}} \cdot \left(\varphi_a + \frac{\gamma_u + \gamma_r}{\sqrt{3}} \right)^n. \quad (5.38)$$

Es ist zu beachten, dass γ_r positive Werte annimmt und durch Einsetzen von **Gleichung 5.38** in das Gleichgewicht nach **Gleichung 5.9** berechnet werden kann. Dabei ist erneut eine Fallunterscheidung notwendig:

$$\gamma_r(r) = \begin{cases} \sqrt{3} \left[\left(-\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \left(\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M_u}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} \right], & r_i \leq r \leq r_{fu} \\ \sqrt{3} \left[\left(-\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \varphi_a \right], & r \geq r_{fu} \end{cases} \quad (5.39)$$

Der sichtbare Scherwinkel auf der Probe nimmt somit nach der Lastumkehr ab:

$$\gamma(r) = \begin{cases} \sqrt{3} \left[2 \left(\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M_u}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \left(-\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \varphi_a \right], & r_i \leq r \leq r_{fu} \\ \sqrt{3} \left[\varphi_a - \left(-\frac{\sqrt{3}}{2\pi} \cdot \frac{M}{C \cdot t \cdot r^2} \right)^{\frac{1}{n}} \right], & r \geq r_{fu} \end{cases}. \quad (5.40)$$

Je nach Radius und Fortführung der Rückscherung kann der sichtbare Scherwinkel in den negativen Wertebereich eintreten. Mit **Gleichung 5.5** ergibt sich für beide Bereiche jeweils eine Differenzialgleichung zur Bestimmung der Verschiebungsverteilung $u(r)$. Diese lassen sich einfach im Bereich $r_i \leq r \leq r_{fu}$ zu

$$u(r) = \sqrt{3}r \left[-\varphi_a \ln(r) - \frac{n}{2} \left(\frac{\sqrt{3}}{2\pi Ctr^2} \right)^{\frac{1}{n}} \left(2M_u^{\frac{1}{n}} - M^{\frac{1}{n}} \right) + \frac{C_1}{\sqrt{3}} \right] \quad (5.41)$$

und im Bereich $r \geq r_{fu}$ zu

$$u(r) = \frac{\sqrt{3}r \cdot n}{2} \cdot \left[\left(\frac{\sqrt{3}}{2\pi Ctr^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \varphi_a \cdot \ln \left[\left(\frac{M}{2Ctr^2} \right)^{\frac{1}{n}} \right] + \frac{2C_2}{\sqrt{3} \cdot n} \right] \quad (5.42)$$

integrieren. Die Integrationskonstante C_1 kann analog zur Vorgehensweise in Abschnitt 5.3.1 durch die Randbedingung $u(r_i) = 0$ bestimmt werden. Für die Ermittlung der zweiten Integrationskonstante C_2 ist als Randbedingung die Verschiebung am Radius r_{fu} zum Zeitpunkt der Lastumkehr zu bestimmen, Dazu werden $M = M_u$ und **Gleichung 5.24** in **Gleichung 5.21** eingesetzt. Es ergibt sich für den erst während der Rückbelastung plastifizierten Bereich mit $r > r_{fu}$ die Verschiebungsverteilung

$$u(r) = \sqrt{3}\varphi_a r \cdot \ln \left(\frac{2\pi \cdot t \cdot C \cdot \varphi_a^n \cdot r \cdot r_i}{\sqrt{3}M_u} \right) + \frac{\sqrt{3}r \cdot n}{2} \left[\left(\frac{\sqrt{3}}{2\pi t \cdot C} \right)^{\frac{1}{n}} \cdot \left(2 \left(\frac{M_u}{r_i^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \left(-\frac{M}{r_i^2} \right)^{\frac{1}{n}} - \left(-\frac{M}{r^2} \right)^{\frac{1}{n}} \right) - 2\varphi_a \right]. \quad (5.43)$$

Dabei verschiebt sich der Grenzradius r_f im Laufe der Rückscherung weiter nach außen mit

$$r_f = \sqrt{-\frac{\sqrt{3}M}{2\pi \cdot t \cdot C \cdot \varphi_a^n}} \quad (\text{vgl. Gleichung 5.24}). \quad (5.44)$$

5.4.3 Zahlenbeispiel

Zur Analyse des Verhaltens bei Lastumkehr wird ein Zahlenbeispiel herangezogen. Die Abmessungen und Parameter des Verfestigungsansatzes werden hierzu aus **Tabelle 5.1** und **5.2** entnommen. Abweichend davon wurde kein Wert für den äußeren Einspannradius r_a angenommen, um eine eventuell zusätzliche Fallunterscheidung bei voller Plastifizierung der Probe zu vermeiden. Die Lastumkehr wurde nach einer Vorwärtsbelastung bis $M = M_u = 350$ Nm eingeleitet.

Bild 5.9a zeigt die Verschiebung u in Abhängigkeit des Radius r bei verschiedenen anliegenden Drehmomenten während der Rückscherung. Es wurden Verschiebungsverläufe zu verschiedenen Stadien der Rückdeformation aufgetragen, welche mit dem jeweils anliegenden Wert des Drehmoments gekennzeichnet sind. Mit zunehmender Rückdeformation wandelt sich der Verschiebungsverlauf in entgegengesetzter Richtung. Bei einem Drehmoment von $M \approx -422$ Nm stellt sich annähernd der Ausgangszustand ohne Verschiebung wieder her. Ein konstanter Verlauf mit $u(r) = 0$ lässt sich jedoch mit diesem Verfestigungsansatz nicht exakt wiederherstellen. **Bild 5.9b** zeigt die Verschiebungsverteilung in einer Darstellung als dreidimensionale Flächenfunktion über den Radius r und dem anliegenden Drehmoment M . Die Verläufe aus **Bild 5.9a** können als ebene Schnitte an einem Drehmomentwert aus dieser Fläche betrachtet werden. Die Randbedingung mit $u(r_i) = 0$ ist ebenso wie die Entwicklung der Verschiebung an einem bestimmten Radius ersichtlich.

Der Verdrehwinkel α während der Rückbelastung kann durch Einsetzen von **Gleichung 5.44** und **5.43** in **Gleichung 5.26** bestimmt werden. **Bild 5.10** zeigt den analytisch ermittelten Verlauf von Drehmoment M über den Drehwinkel α bei der Vor- und Rückbelastung. Entsprechend der Annahme der isotropen Verfestigung setzt das Drehmoment nach der Lastumkehr dem Wert M_u ein. Der Verlauf des Drehmoments bei der Rückscherung entspricht dem weiteren Verlauf der Verfestigung. Es ist erkennbar, dass die hier verwendete analytische Beschreibung in der

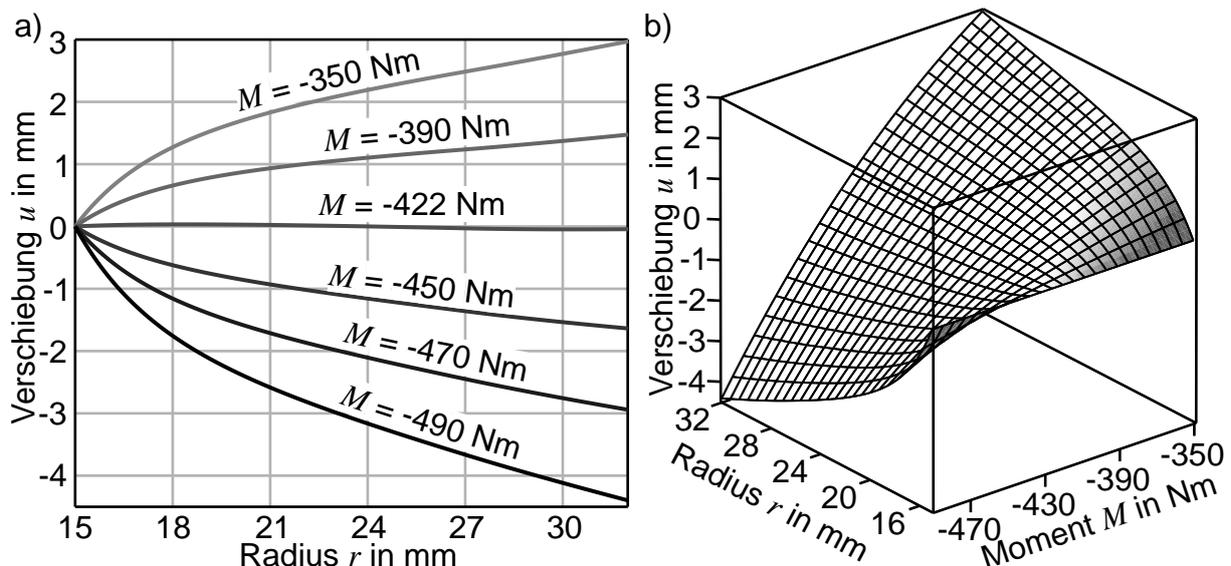


Bild 5.9: Verlauf der Verschiebung u während der Rückscherung **a)** bei verschiedenen Drehmomenten über den Radius r und **b)** in 3D-Darstellung als Fläche über Radius r und Drehmoment M

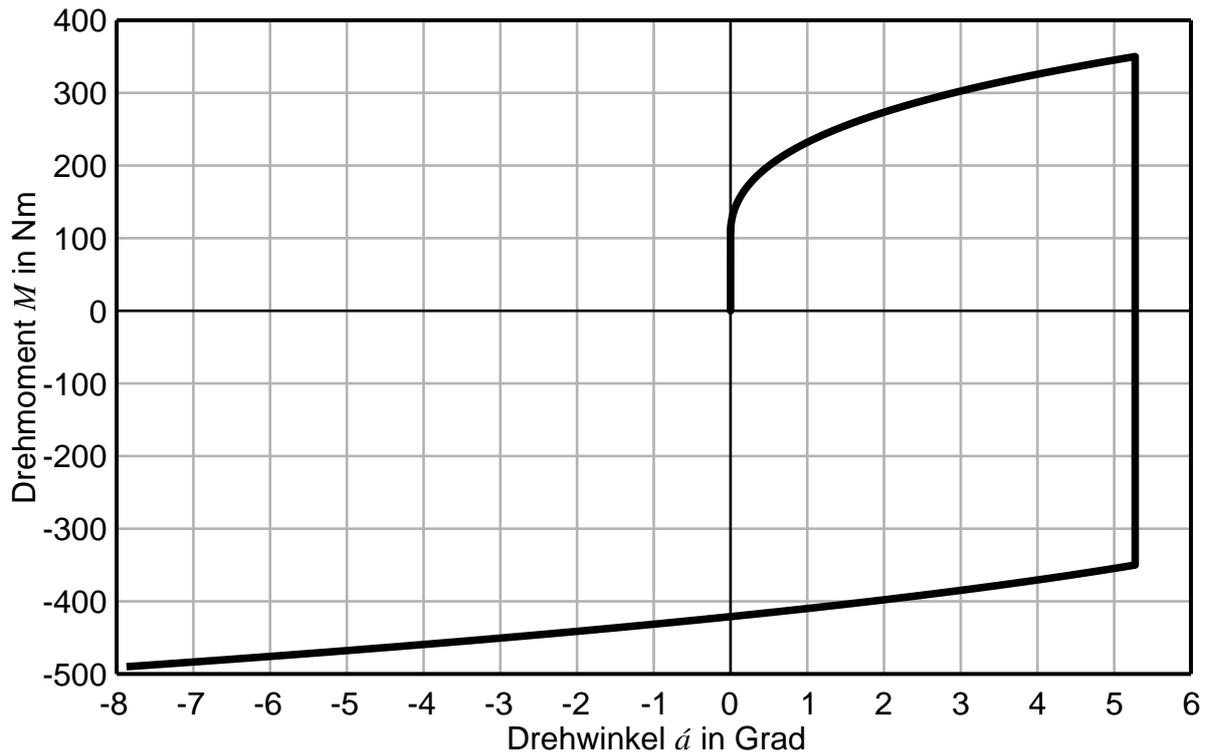


Bild 5.10: Analytisch ermittelter Verlauf von Drehmoment über Drehwinkel mit $M_u = 350$ Nm für das Zahlenbeispiel mit Verfestigungsansatz nach Swift (1952)

Lage ist, das Werkstoffverhalten bei isotroper Verfestigung während einer zyklischen Belastung zu beschreiben.

In **Bild 5.11** sind verschiedene Dehnungspfade dargestellt, die durch eine Auswertung von **Gleichung 5.40** an verschiedenen Radien im Bereich von $r_i \leq r \leq r_{fu}$ ermittelt werden können. Dieser Umstand ist eine Besonderheit des ebenen Torsionsversuchs und würde eine simultane Ermittlung von mehreren zyklischen Verfestigungsverläufen ermöglichen. Auch hier ist die Annahme der isotropen Verfestigung wiederzufinden, da die Spannungswerte vor und nach der Lastumkehr identisch sind. Die unterschiedliche Steigung der Scherkurven nach der Lastumkehr entspricht dabei dem Verlauf der Fließkurve an der jeweilig vorliegenden Dehnung.

Die aus dem analytischen Modell resultierenden Verläufe sind plausibel und zeigen, dass diese analytische Lösung des ebenen Torsionsversuchs in der Lage ist, das Verhalten bei Lastumkehr und isotroper Verfestigung abzubilden.

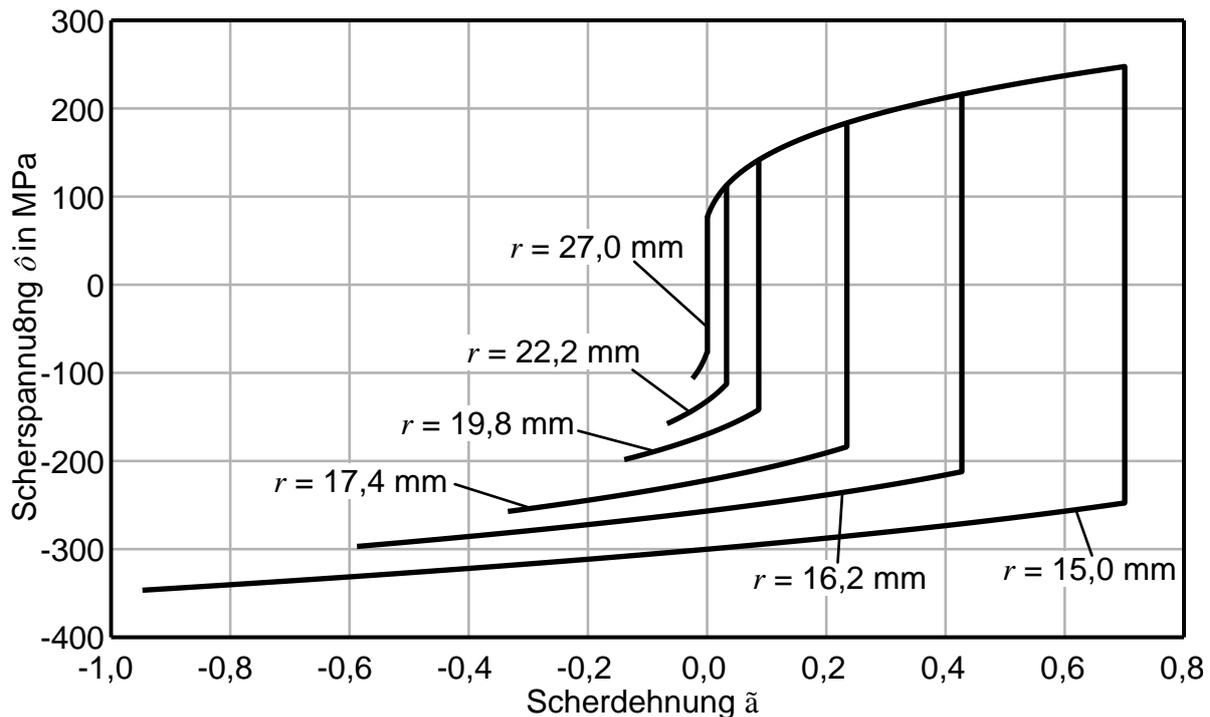


Bild 5.11: Analytisch ermittelter Verlauf von mehreren zyklischen Dehnungsverläufen bei der Auswertung an unterschiedlichen Radien

5.5 Fazit

In diesem Kapitel wurde ein analytisches Modell zur Beschreibung des ebenen Torsionsversuchs aufgebaut, welches die Entwicklung von Spannung, Dehnung, Verschiebung, Drehmoment und Verdrehwinkel während der Belastung beschreibt.

- **Kontinuumsmechanische Betrachtung:** Das grundlegende Verständnis über das Verhalten des ebenen Torsionsversuchs bei rein elastischer Belastung und bei starr-plastischer Verfestigung konnte aufgebaut werden, indem geschlossen analytische Lösungen für die Verläufe von Drehwinkel, Verschiebung und Scherdehnung in Abhängigkeit des anliegenden Drehmoments erarbeitet wurden.
- **Instabilität durch geringe Verfestigung:** Die in Kapitel 4 festgestellte Limitierung des erreichbaren Umformgrades durch ein zu geringes Verfestigungspotenzial des Werkstoffes konnte analytisch für den Extrapolationsansatz nach Voce und in der numerischen Simulation zusätzlich für den Ansatz nach Hockett-Sherby bestätigt werden. Dabei tritt eine Dehnungslokalisation und eine damit verbundene Instabilität in einem kleinen Probenbereich nahe der inneren Einspannung auf. Die Zunahme der plastischen Dehnung ist dann nicht in der Lage, eine ausreichend hohe Fließspannung zu erzeugen,

um eine Fortsetzung der plastischen Deformation in äußeren Bereichen zu gewährleisten.

- **Wiedergabegenauigkeit von Fließkurven:** In ergänzenden numerischen Untersuchungen wurde die Wiedergabetreue des ebenen Torsionsversuchs in Bezug auf die vorgegebene Fließkurve untersucht, dabei wurden die Extrapolationsansätze nach Swift, Voce, Hockett-Sherby und Ghosh verwendet. Für alle Ansätze konnte in einem rein numerischen Experiment eine sehr gute Wiedergabegenauigkeit erzielt werden, welche anhand von zwei unterschiedlichen, der experimentellen Vorgehensweise nachgeahmten Auswertungsmethoden gezeigt wurde.
- **Analyse der Lastumkehr:** Für die zyklische Durchführung des ebenen Torsionsversuchs wurde ebenfalls eine analytische Lösung für starr-plastisches Verhalten gefunden. Dazu wurde isotropes Verfestigungsverhalten und der Fließkurvenansatz nach Swift angenommen. Mit einer Fallunterscheidung können auch bei Lastumkehr entsprechende Verläufe für Verschiebung, Dehnung und Drehwinkel angegeben werden. Die Analyse zeigt die Möglichkeit des ebenen Torsionsversuchs, unter Ausnutzung des Spannungs- und Dehnungsgradienten über den Radius verschiedene zyklische Spannungs-Dehnungs-Verläufe in einem Versuchsdurchgang zu erhalten. Diese Eigenschaft soll im folgenden Kapitel 6 experimentell untersucht werden.

6 Charakterisierung der kinematischen Verfestigung

Die Lastumkehr beim ebenen Torsionsversuch ist ein naheliegendes Vorgehen zur Charakterisierung der kinematischen Verfestigung. Eine analytische Betrachtung der Lastumkehr in Abschnitt 5.4.2 zeigt, dass es möglich ist, eine Vielzahl von zyklischen Scherkurven aus einem Versuch zu extrahieren. Diese Eigenschaft birgt hohes Potenzial und ist in diesem Kapitel experimentell zu prüfen. Hierzu soll die in Abschnitt 4.2.3 dargestellte kontinuierliche Dehnungsmessung angewendet werden. Die Auswertung wird anhand von einigen Beispielwerkstoffen gezeigt. Die erzielten Ergebnisse werden verwendet, um eine Datenbasis zur Analyse des Bauschinger-Effekts in Abhängigkeit der Vordehnung aufzubauen. In einem Vergleich mit Ergebnissen des Zug-Druck-Versuchs soll das zyklische Werkstoffverhalten unter unterschiedlichen Spannungszuständen bewertet werden. Weiterhin wird analysiert, ob mehrmalige Lastumkehr realisiert und ausgewertet werden können. Zum Abschluss dieses Kapitels wird der Einfluss der verwendeten Vordehnung auf die Parameteridentifikation für das Yoshida-Uemori-Modell untersucht.

In Bezug auf die Überlegungen von Hill (1948) zur Scherdeformation (vgl. Abschnitt 4.3.5) sind einige Vorbemerkungen zu zyklischen Scher-Fließkurven erforderlich. Da die einfache Scherung trotz monotoner Belastung für manche Materialausrichtungen eine Lastumkehr bedeutet, ist ein „interner“ Bauschinger-Effekt bei der Scherdeformation möglich. Durch die von der internen Lastumkehr betroffenen Orientierungen kann auch die kinematische Verfestigung qualitative Unterschiede zwischen Scherung und einachsigen Zug-Druck-Belastungen zeigen. Der makroskopisch auftretende Bauschinger-Effekt ist bei Scherdeformation daher nicht zwangsläufig mit dem unter Zug-Druck-Belastungen identisch. Bei der Definition des Bauschinger-Effekts als Veränderung der Fließspannung nach einer Lastumkehr wird jedoch üblicherweise nicht zwischen Zug-Druck- und Scherbeanspruchungen unterschieden. Um Unklarheiten zu vermeiden, sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass in den nachfolgenden Betrachtungen ausgehend vom ebenen Torsionsversuch der Bauschinger-Effekt bei Scherdeformation betrachtet wird.

6.1 Simultane Aufnahme zyklischer Scherkurven mit unterschiedlichen Vordehnungen

Entsprechend der Vorgehensweise aus Abschnitt 4.3.2 lässt sich für jeden Radius eine andere Kurve erstellen, die das Verhalten des Werkstoffes unter zyklischer Scherbeanspruchung beschreibt. Es hängt vom gewählten Radius ab, bei welcher Dehnung die Lastumkehr einsetzt. **Bild 6.1** zeigt Beispiele für auf diese Weise ermittelte Kurvenscharen der Aluminiumwerkstoffe AA6016 und AA5182. Jedes einzelne Diagramm besteht aus mehreren Kurven, die jeweils in einem einzigen Versuch gemessen wurden. Eine Kurve entspricht dabei einer zeitlich kontinuierlichen Auswertung an einem bestimmten Radius. Die Kurve mit den höchsten Dehnungen, welche die andere umhüllt, liefert dabei die Stelle mit dem geringsten Radius. In beiden Fällen ist dies bei $r = 15,25$ mm bei einem inneren Stempelradius von $r_i = 15$ mm. Je größer der ausgewertete Radius gewählt wird, desto geringer fällt die Dehnungsamplitude bei der zyklischen Scherkurve aus. Die dargestellten Kurven enthalten in diesem Fall auch die elastische Deformation, welche sich in einer anfänglichen linear-elastischen Steigung ausdrückt. Diese Steigung findet sich auch in dem elastischen Ent- und Rückbelastungsabschnitt.

Bei Betrachtung der Spannungswerte vor und nach der Lastumkehr bei AA6016 lässt sich feststellen, dass der Bauschinger-Effekt vorhanden ist. Im Übergangsbereich fällt es schwer, durch Augenmaß einen genauen Punkt auf der Kurve zu bestimmen, um die Grenze zwischen elastischer und elastisch-plastischer Beanspruchung nach der Lastumkehr festzustellen. Beispielsweise weist die Kurve bei $r = 15,25$ mm einen Schubspannungswert von $\tau \approx 145$ MPa vor der Entlastung auf. Auf der Seite der Rückscherung beginnt das Abknicken bereits bei $\tau \approx -100$ MPa, spätestens jedoch ab Werten von $\tau \approx -130$ MPa wird die Plastifizierung überdeutlich.

Die Legierung AA5182 zeigt einen ähnlichen Verlauf. Der auftretende Scher-Bauschinger-Effekt ist mit den Ergebnissen von AA6016 vergleichbar. Wie auch schon in Abschnitt 4.2.3 fällt hier die ausgeprägte Streckgrenze und die dynamische Reckalterung auf. Auffällig bei den vorliegenden Messungen ist, dass dieser Effekt nach der Lastumkehr zu stärkeren Treppenstufen führt. Um auszuschließen, dass diese Stufen aus dem Signal der Drehmomentmessung stammen, ist in **Bild 6.2** zum Vergleich der gemessene Verlauf von Drehmoment zu Drehwinkel für den betrachteten Versuch mit AA5182 aufgetragen. Es ist in diesem Kurvenverlauf keine Treppenform erkennbar, sondern eine für die dynamische Reckalterung typische Ausfransung der Messkurve. Die Treppenstufen aus den Spannungs-

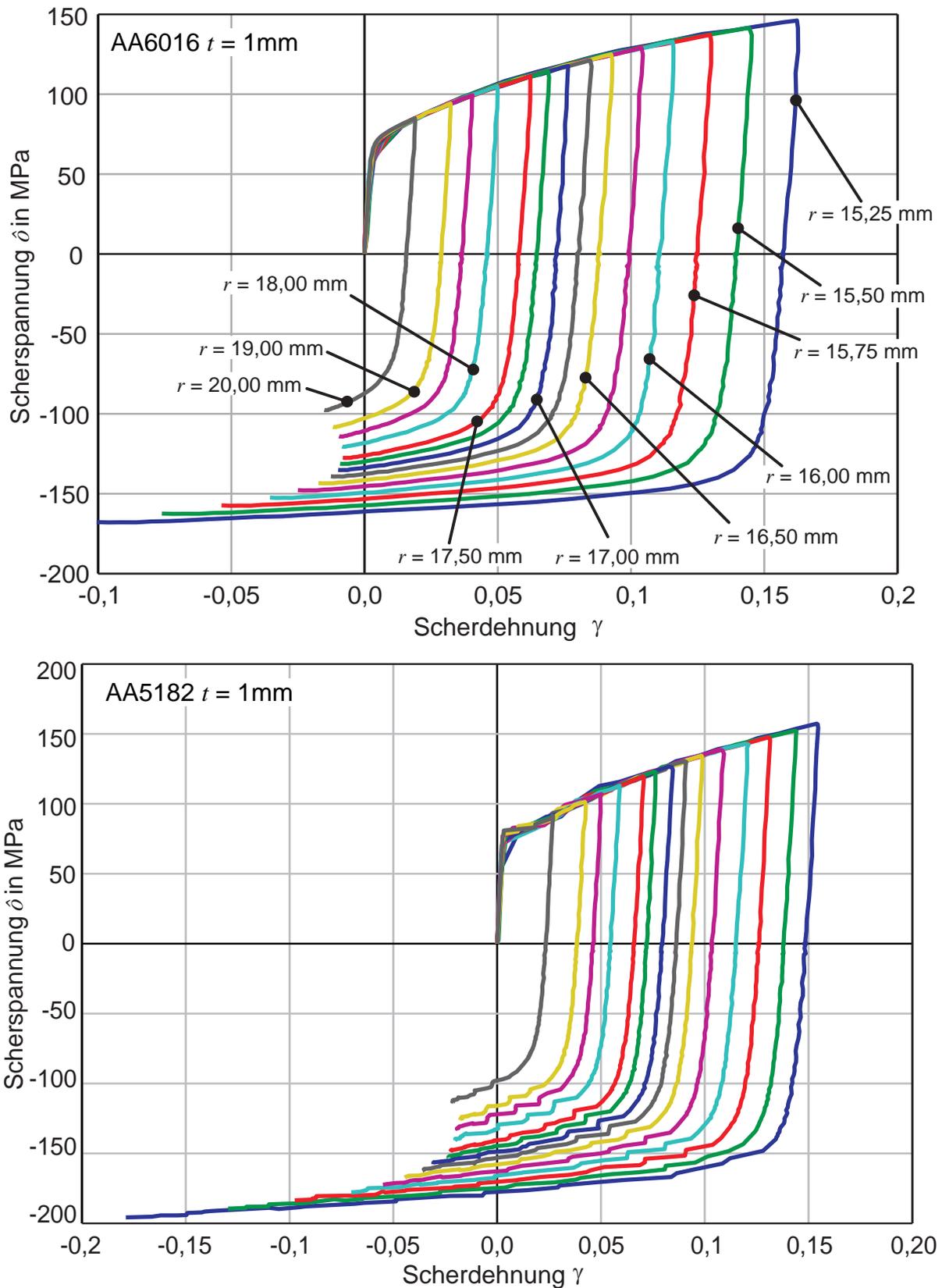


Bild 6.1: Zyklische Scherkurven aus dem ebenen Torsionsversuch für die Aluminiumwerkstoffe AA6016 und AA5182

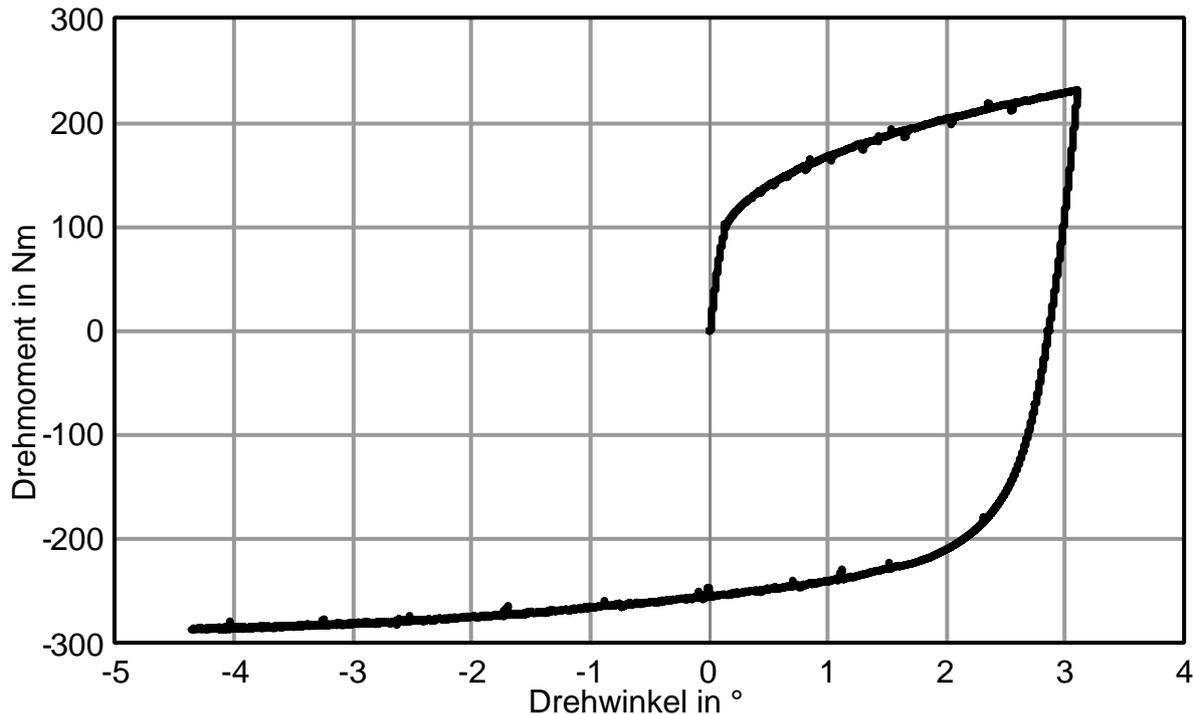


Bild 6.2: Aufgezeichneter Drehmoment-Drehwinkel-Verlauf des zyklischen Torsionsversuchs für AA5182

Dehnungsverläufen sind somit ausschließlich auf die dynamische Reckalterung zurückzuführen.

Bild 6.3 zeigt die Ergebnisse von zwei Beispielmessungen bei zyklischen Torsionsversuchen an den Stahlwerkstoffen DC06 und DP600. Auf den ersten Blick fällt bei DC06 auf, dass für diesen duktilen Stahl deutlich höhere Scherdehnungen auch bei Lastumkehrversuchen erzielt werden können als bei den anderen Blechwerkstoffen. Ein markantes Merkmal dieser Kurvenschar ist ein ausgeprägter Abschnitt der Verfestigungsstagnation nach der Lastumkehr. Hier ist zu beobachten, dass die Verfestigung nach dem Wiedereintritt in den plastischen Bereich zeitweise reduziert ist. Die Kurven erhalten somit eine andere Krümmung. Besonders interessant ist die Entwicklung dieser Verfestigungsstagnation mit abnehmender Vordehnung. Für größere Radien mit entsprechend kleinen Deformationen verschwindet dieser Effekt nahezu. Bei Betrachtung des Scher-Bauschinger-Effekts für den DC06 lässt sich dieser ebenfalls feststellen. Für die Kurve beim Radius $r = 15,25$ mm lässt sich eine Schubspannung von ca. 170 MPa vor der Lastumkehr ablesen. Zwar erreicht die Kurve nach der erneuten Plastifizierung schnell wieder dieses Niveau, doch die Abweichung von der elastischen Gerade findet bereits vor einem Wert von 150 MPa statt.

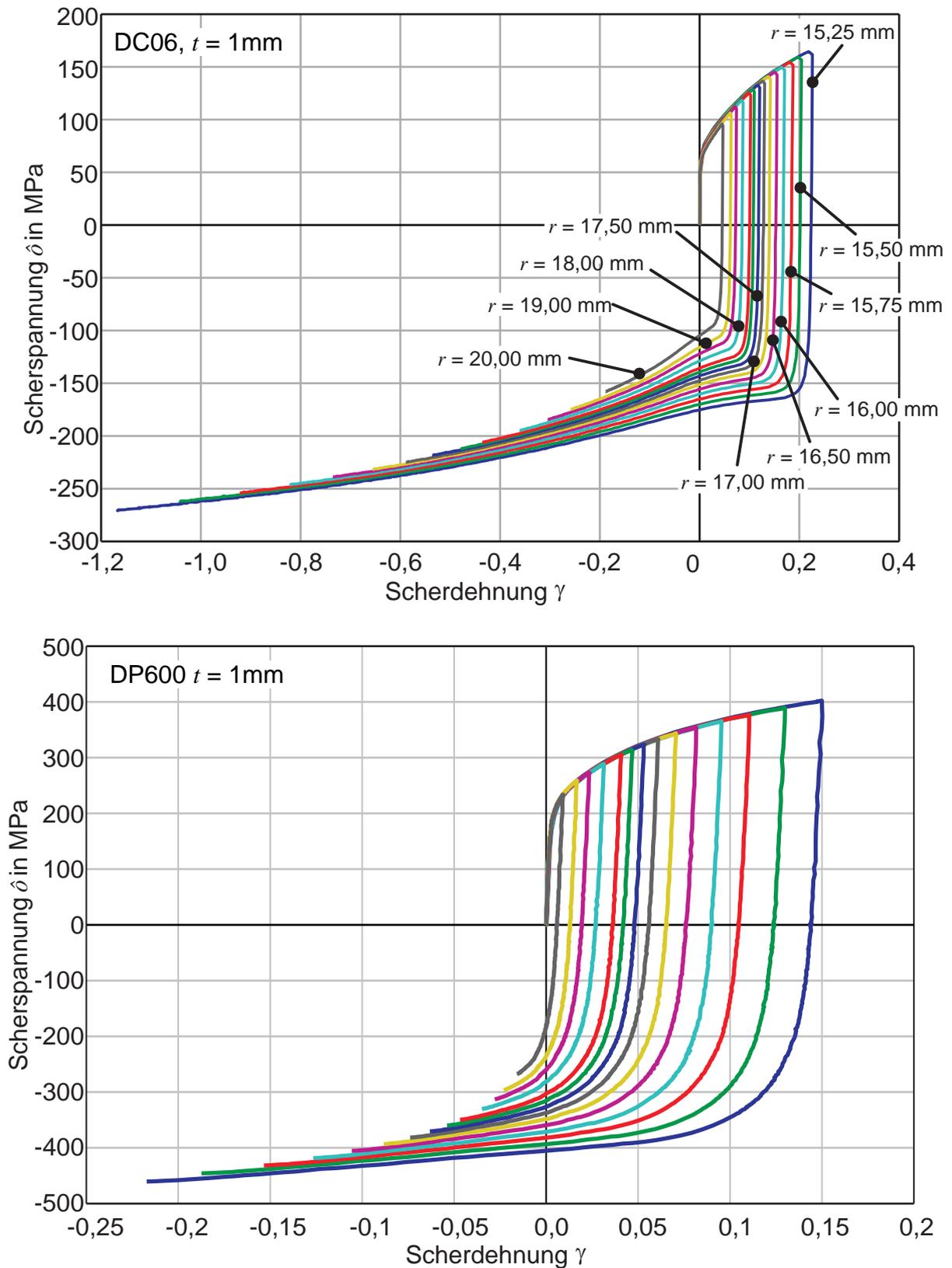


Bild 6.3: Zyklische Scherkurven aus dem ebenen Torsionsversuch für die Stahlwerkstoffe DC06 und DP600

Die zyklischen Kurven von DP600 zeigen sehr weiche Übergangsbereiche nach der Lastumkehr. Der Bauschinger-Effekt ist bei diesem Werkstoff stark ausgeprägt. Die Scherkurve mit der größten Vordehnung von $\gamma = 0,15$ zeigt eine Schubspannung von $\tau = 400$ MPa vor der Lastumkehr. Nach dem Richtungswechsel scheint die erste Abweichung von der elastischen Gerade bereits bei $\tau \approx -100$ MPa aufzutreten. Eine deutliche Verfestigungsstagnation lässt sich bei DP600 nicht beobachten. Jedoch scheint der Kurvenverlauf bei längerer Rückbelastung über einen Wendepunkt zu verfügen, welcher eine Vorstufe zur Verfestigungsstagnation andeutet.

6.2 Entwicklung des Bauschinger-Effekts mit der Scher-Vordehnung

Um einen ersten Vergleich anzustellen, kann der Bauschinger-Koeffizient (siehe Gleichung 2.28) bestimmt werden, indem ein einheitliches Kriterium für das erneute plastische Fließen angewendet wird. In **Bild 6.4** (links) wird die Vorgehensweise dargestellt. Es ist ein ungefiltertes zyklisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm aufgezeichnet, welches Vergleichsspannung über Vergleichsumformgrad aufträgt und sowohl den elastischen als auch den plastischen Anteil der Formänderung enthält. Hierbei handelt es sich um ein Beispiel, welches an einer Probe aus dem Werkstoff DP600 gemessen worden ist. Durch die Annahme eines Elastizitätsmoduls bzw.

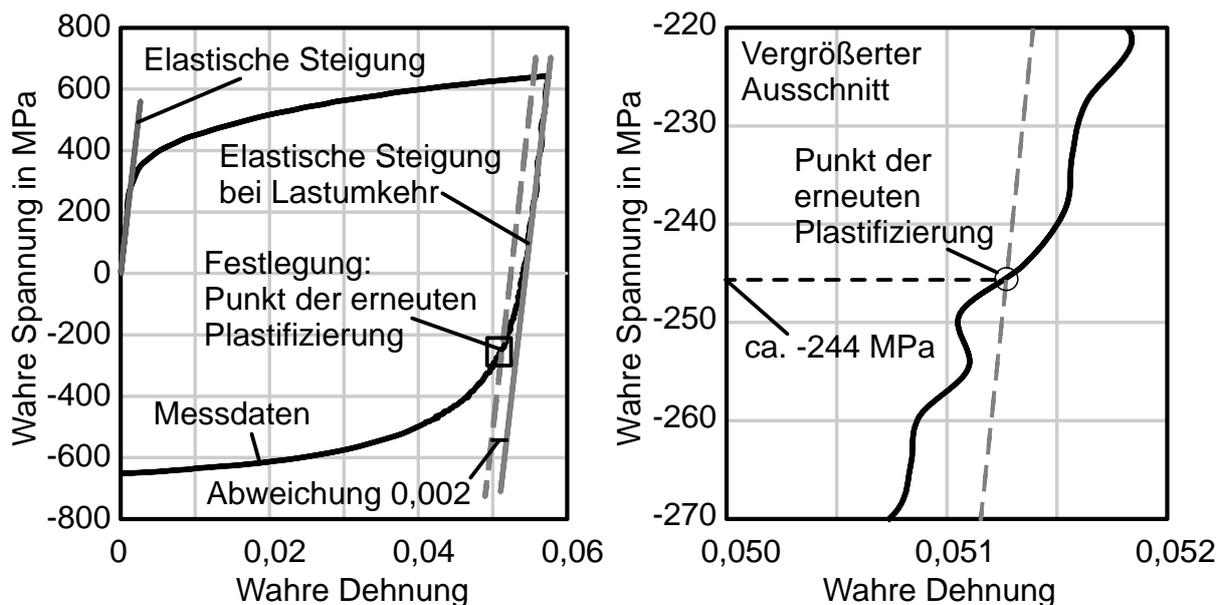


Bild 6.4: Vorgehensweise zur Ermittlung der Fließspannung nach der Lastumkehr mithilfe der 0,2%-Grenze, am Beispiel einer zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve vom Werkstoff DP600

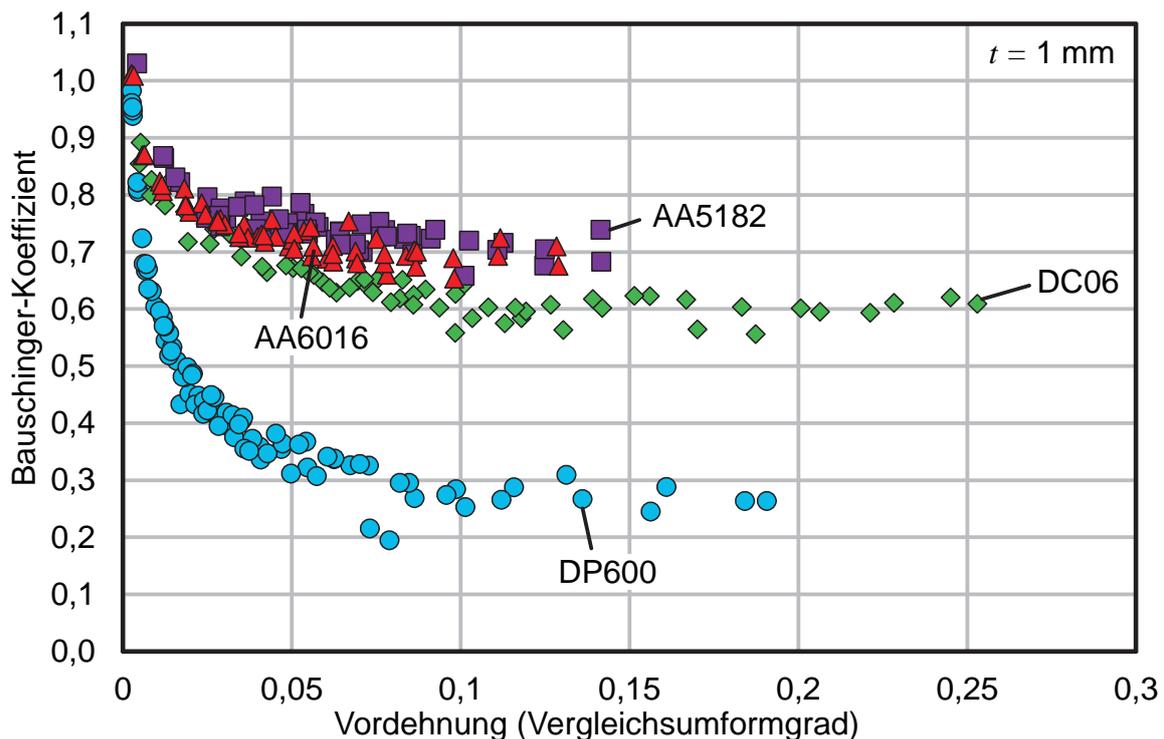


Bild 6.5: Entwicklung der Bauschinger-Koeffizienten in Abhängigkeit der Vordehnung für die Werkstoffe AA5182, AA6016, DC06 und DP600

des Schubmoduls kann eine Gerade gezeichnet werden, die zunächst den linearen Verlauf bei der Lastumkehr im elastischen Bereich darstellt. Für die nachfolgenden Betrachtungen wurde als Schubmodul für Stahl 79.300 MPa und für Aluminium 25.500 MPa verwendet. Die Fließspannung nach der Lastumkehr $k_{f_{kin}}$ wird an der Stelle definiert, wo eine Abweichung von der elastischen Gerade um den Wert 0,002 auftritt. In **Bild 6.4** (rechts) ist ein vergrößerter Ausschnitt des kritischen Bereichs zu sehen. Anhand einer parallel verlaufenden Gerade lässt sich diese Spannung mit $k_{f_{kin}} \approx 244$ MPa finden.

In **Bild 6.5** sind die Bauschinger-Koeffizienten der Werkstoffe AA5182, AA6016, DC06 und DP600 für verschiedene Vordehnungen aufgetragen. Zur Erstellung dieses Diagramms wurden lediglich vier zyklisch durchgeführte ebene Torsionsversuche pro Werkstoff verwendet. Da aus jedem Versuch eine Vielzahl von zyklischen Scherkurven erzeugt werden kann, ist dieser vergleichsweise geringe experimentelle Umfang ausreichend, um die zahlreichen Punkte im Diagramm zu ermitteln. Auch wenn der auf diese Art und Weise ermittelte Koeffizient nicht alle Aspekte der kinematischen Verfestigung wiedergeben kann, liefert dieser Vergleich zwischen den vier Werkstoffen einen ersten Überblick über das jeweilige Ausmaß des Bauschinger-Effekts. Trotz der Streuung der Messwerte kann für alle Werkstoffe beobachtet werden, dass der Bauschinger-Koeffizient zunächst 1,0 beträgt, wenn die

Lastumkehr bei sehr kleinen Vordehnungen eingeleitet wird. Anschließend kann eine abfallende Tendenz des Bauschinger-Koeffizienten für zunehmende Vordehnungen festgestellt werden. Die beiden Aluminiumlegierungen verhalten sich jeweils ähnlich zueinander. Im ausgewerteten Bereich der Vordehnung sinkt der Koeffizient von ca. 1,0 auf 0,7. Der Stahl DC06 zeigt einen ausgeprägteren Bauschinger-Effekt. Der Bauschinger-Koeffizient scheint bei einem Wert von 0,6 zu stagnieren. Für den Werkstoff DP600 kann der größte Abfall der Fließspannung festgestellt werden. Deutlich wird hierbei der Verlauf, welcher bei dem Wert 1 beginnt, stark absinkt und bei einem Wert von 0,2 bis 0,3 stagniert.

Eine derartig ausführliche Datenbasis für die Entwicklung des Bauschinger-Effekts über die Vordehnung für die betrachteten Werkstoffe ist insbesondere im Hinblick auf den relativ überschaubaren Experimentieraufwand bemerkenswert. Damit bietet der ebene Torsionsversuch eine elegante und attraktive Methode zur Ermittlung zyklischer Scherkurven an.

6.3 Werkstoffverhalten bei mehrmaliger Lastumkehr

In der Regel reicht eine Lastumkehr zur Bestimmung der kinematischen Verfestigungsparameter gängiger Werkstoffmodelle aus. Unter bestimmten Umständen ist die Durchführung von Versuchen mit mehreren Zyklen sinnvoll, beispielsweise wenn das Saturierungsverhalten untersucht werden soll. Anhand der beiden Stahlwerkstoffe DP600 und DC06 soll die Eignung des ebenen Torsionsversuchs zur Ermittlung mehrerer Zyklen bei Scherkurven demonstriert werden. Um die Übersichtlichkeit zu bewahren, wurde lediglich jeweils eine Kurve dargestellt, obwohl während der kontinuierlichen Dehnungsmessung eine große Anzahl von Kurven simultan ermittelt werden. **Bild 6.6** zeigt eine zyklische Scherkurve von DP600 mit insgesamt vier Lastrichtungswechseln. An den Punkten des Lastrichtungswechsels sind die jeweils auftretenden Werte der Schubspannung angegeben. Zur Ermittlung des Wiedereintritts in den plastischen Bereich wurde das gleiche Vorgehen wie in Abschnitt 6.2 angewendet. Erneut wird der sehr weiche Übergangsbereich des DP600 bei Lastumkehr deutlich. Die Bauschinger-Koeffizienten bei diesen Lastkehren betragen zwischen 0,26 und 0,33. Der Versuch ist beendet, sobald das Drehmoment während eines Zyklus nicht weiter gesteigert werden kann. Dies ist in diesem Fall nach der vierten Lastumkehr bei einer Schubspannung von ca. +350 MPa in dieser Scherkurve der Fall. Obwohl nur vier Lastrichtungswechselungen realisiert wurden, lässt sich bereits im zweiten Zyklus die Tendenz einer Saturierung der Scherkurve feststellen. Dies zeigt, dass mit höheren Zyklenzahlen der Anteil der kinematischen Verfestigung zum überwiegenden Teil zu dem Werkstoffverhalten beiträgt, während der isotrope Verfestigungsanteil immer geringer wird. Dies ist besonders deutlich in

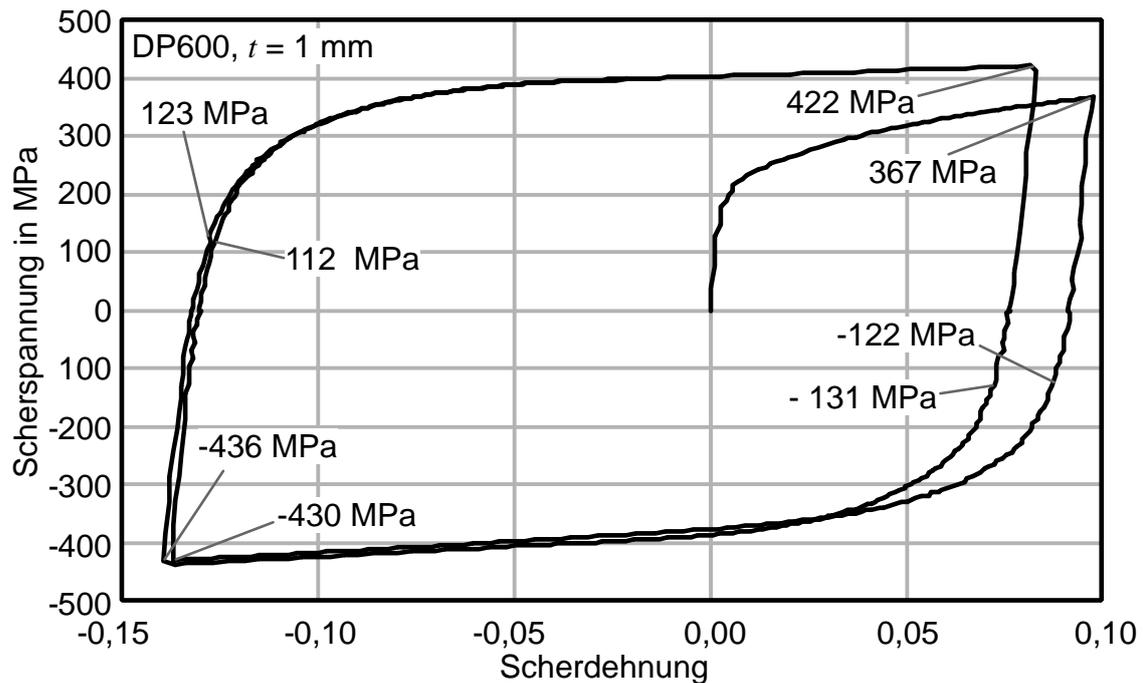


Bild 6.6: Ermittelte zyklische Scherkurve von DP600 mit insgesamt vier Lastumkehrungen sowie Angabe der jeweiligen Fließspannungen vor und nach der Lastumkehr

Bild 6.7 zu beobachten, wo insgesamt elf Lastumkehrvorgänge dokumentiert sind. Um die Übersichtlichkeit zu bewahren, wurde in diesem Bild auf die Angabe der jeweiligen Spannungswerte für jede Lastumkehr verzichtet. Im Vergleich zum DP600 zeigt der Tiefziehstahl einen deutlicher abgegrenzten Übergang vom elastischen zum plastischen Verhalten. Nach jeder Umkehr kann das zuvor herrschende Spannungsniveau nach geringer Deformation erneut erreicht werden. Eine Saturierung ist ebenfalls bereits im zweiten Zyklus zu beobachten. Wie schon in den vorherigen Abschnitten beobachtet, zeigt der DC06-Stahl eine Verfestigungsstagnation. Damit erhalten die zyklischen Scherkurven in dieser Darstellung eine ungewöhnliche Form, bei der die plastischen Deformationswege im Spannungs-Dehnungs-Diagramm zu einem großen Teil annähernd waagrecht verlaufen.

Nachteilig bei diesem Vorgehen ist die fehlende Möglichkeit zur genauen Einstellung der Lastumkehr-Dehnungen. Da die Dehnungsmessung erst im Anschluss an das Experiment erfolgt, kann eine Echtzeitbestimmung der aktuellen Dehnungen an bestimmten Positionen nicht realisiert werden. Das Steuern der Zyklus-Längen über den gemessenen Drehwinkel liefert selbst bei Vernachlässigung eines Durchrutschens jeweils andere Dehnungswerte aufgrund der Verfestigung. In Anbetracht der vielen simultan ermittelten zyklischen Scherkurven kann der ebene Torsionsversuch dennoch eine effiziente Methode zur Charakterisierung des Werkstoffverhaltens bei mehreren Zyklen der Lastumkehr sein. Die zu diesem Zweck verbreiteten

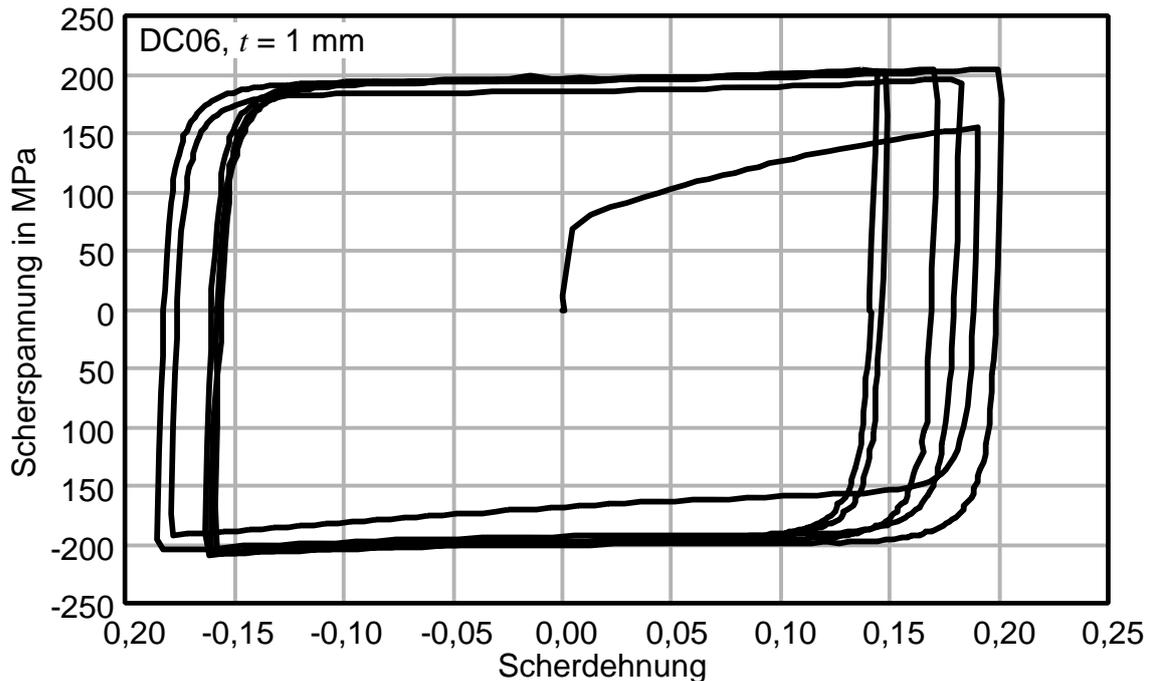


Bild 6.7: Zyklische Scherkurve von DC06 mit insgesamt elf Lastumkehrungen

Zug-Druck-Versuche sind entsprechend aufwendig, sodass ein großes Potenzial zur Zeitersparnis vorliegt.

6.4 Vergleich mit zyklischen Zug-Druck-Versuchen

Die im vorigen Abschnitt ermittelten zyklischen Scherkurven zeigen das Werkstoffverhalten bei Lastumkehr im ebenen Torsionsversuch. Es soll ein Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven mit Ergebnissen des Zug-Druck-Versuchs durchgeführt werden, welches aus der Literatur besser bekannt ist. Entsprechende Versuche mit den Werkstoffen DP600, AA5182 und AA6016 wurden vom Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg entsprechend der Methodik von Staud und Merklein (2009) durchgeführt¹. Für diese drei Werkstoffe sollen jeweils zyklische Kurven mit einer Vordehnung von $\varphi = 0,01$ und $0,15$ gemessen werden. Um die Scherspannung und Scherdehnung mit den Messwerten aus dem Zug-Druck-Versuch zu vergleichen, wurde jeweils der Vergleichsumformgrad und die Vergleichsspannung nach von Mises unter Annahme

¹Die nachfolgenden Ergebnisse der Zug-Druck-Versuche wurden von Herrn Sebastian Suttner im Rahmen des DFG-Paketantrags 250, Teilprojekt 2, erarbeitet und zur Verfügung gestellt.

isotropen Werkstoffverhaltens berechnet. In **Bild 6.8** bis **6.10** sind die Spannungs-Dehnungs-Verläufe im direkten Vergleich aufgetragen.

Bei einer Vordehnung von $\varphi \approx 0,01$ befindet sich der Werkstoff AA5182 noch im Bereich der ausgeprägten Streckgrenze zum Zeitpunkt der Lastumkehr, was in beiden Versuchen sichtbar ist (**Bild 6.8a**). Der ebene Torsionsversuch weist in diesen Messungen ein stärkeres Rauschen des Dehnungssignals auf. Zudem lässt sich für die Vorwärtsbelastung ein geringeres Spannungsniveau beobachten. Nach der Lastumkehr weist der Zug-Druck-Versuch einen stärkeren Bauschinger-Effekt auf, sodass die Zug-Druck-Kurve eine frühere Plastifizierung anzeigt. Bei einer Vordehnung von $\varphi \approx 0,15$ (**Bild 6.8b**) lässt sich eine sehr gute Übereinstimmung während der Vorwärtsbelastung zwischen ebenem Torsionsversuch und Zug-Druck-Versuch feststellen. Die ausgeprägte Streckgrenze lässt sich in der dargestellten Messkurve des ebenen Torsionsversuchs aufgrund einer zu groben Messrate nicht wiederfinden. Daher ist die Abweichung zu Beginn der Vorwärtsbelastung nicht aussagekräftig. Bei dieser höheren Vordehnung ist ebenfalls erkennbar, dass der Bauschinger-Effekt im Zug-Druck-Versuch ausgeprägter ist. Die elastische Gerade bei der Lastumkehr scheint in den beiden Versuchen eine unterschiedliche Steigung zu besitzen. Der Zug-Druck-Versuch weist dabei eine geringfügig kleinere Steifigkeit auf. Hinsichtlich des stufenförmigen Verlaufs durch die dynamische Reckalterung kann ebenfalls ein leichter Unterschied beobachtet werden. Während der Zug-Druck-Versuch hauptsächlich in der Vorwärtsbelastung (Zugbeanspruchung) Stufen im Spannungs-Dehnungsdiagramm aufweist, tritt dies beim ebenen Torsionsversuch verstärkt nach der Lastumkehr auf.

In den Diagrammen von **Bild 6.9** sind die zyklischen Fließkurven von AA6016 aus dem Zug-Druck-Versuch und dem ebenen Torsionsversuch gegenübergestellt. Es ist die gleiche Tendenz wie beim Werkstoff AA5182 zu beobachten. Bei der Vorwärtsbelastung weisen beide Versuche einen ähnlichen Verlauf auf. Nur bei der geringen Vordehnung treten im ebenen Torsionsversuch etwas höhere Spannungen auf. Sowohl bei der geringen als auch bei der großen Vordehnung ist der Bauschinger-Effekt im Zug-Druck-Versuch stärker. Die entsprechenden Spannungs-Dehnungs-Kurven zeigen eine frühere Rückplastifizierung. Zudem scheint auch das Elastizitätsmodul im Zug-Druck-Versuch geringer als im ebenen Torsionsversuch, was insbesondere bei der Lastumkehr sichtbar wird. Obwohl die elastische Steigung bei der anfänglichen Belastung für beide Versuche ähnlich scheint, ist bei der Lastumkehr auch für diesen Werkstoff eine geringere Steifigkeit beim Zug-Druck-Versuch zu beobachten. Auch für den Dualphasenstahl DP600 zeigt der Vergleich der zyklischen Kurven einen ausgeprägteren Bauschinger-Effekt für den Zug-Druck-

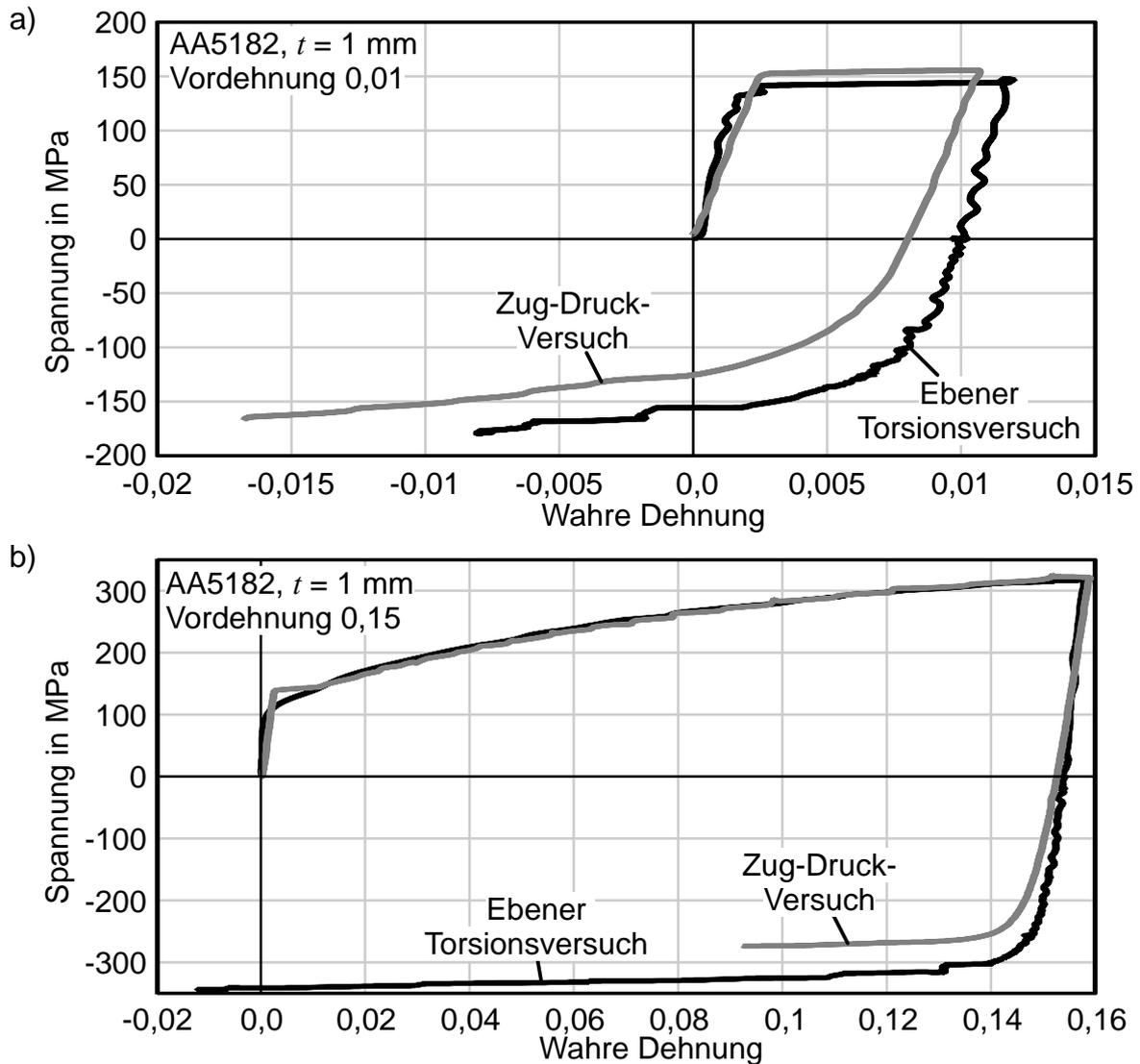


Bild 6.8: Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verläufe von AA5182 aus dem Zug-Druck-Versuch (vom LFT Erlangen) und dem ebenen Torsionsversuch bei Vordehnungen von **a)** $\varphi \approx 0,01$ und **b)** $\varphi \approx 0,15$

Versuch. Bemerkenswert ist ebenfalls die gute Übereinstimmung der Messkurven für die Vorwärtsbelastung (**Bild 6.10**).

Bei der Betrachtung dieser drei ausgewerteten Werkstoffe lässt sich die klare Tendenz feststellen, dass der Bauschinger-Effekt im ebenen Torsionsversuch anders ausgeprägt ist als im Zug-Druck-Versuch. Es kann davon ausgegangen werden, dass im Zug-Druck-Versuch eine frühere Rückplastifizierung feststellbar ist. Dabei ist der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve bei der Vorwärtsbelastung vergleichbar. Somit kann der Unterschied nicht durch eventuell vorliegende plastische Anisotropie erklärt werden. Auch existiert in den vorhandenen Messungen ein Unterschied in der Steigung der elastischen Gerade, insbesondere bei der Lastumkehr. Die Ursache

hierfür ist unklar. Eine mögliche Erklärung für den geringeren Bauschinger-Effekt kann die Rotation der Richtungen im Werkstoff während der Scherung sein, die in Abschnitt 4.3.5.1 ausgeführt wurde. Durch die Stauchung und anschließende Streckung bestimmter Materialrichtungen bei der einfachen Scherdeformation ist eine Art der kinematischen Verfestigung im Werkstoff bereits durch monotone Scherung denkbar. Ein global schwächer ausgeprägter Bauschinger-Effekt wäre demnach eine mögliche Konsequenz. Allerdings ist zu bemerken, dass aufgrund der kleinen Probengeometrie des Zug-Druck-Versuchs die genaue Messung des Elastizitätsmoduls E dabei nicht möglich ist. Die Verwendung der hier dargestellten Messkurven aus dem Zug-Druck-Versuch würde daher einen niedrigeren Wert für E ergeben als eine Messung mit der genormten Zugprobe. Die festgestellten Unterschiede können

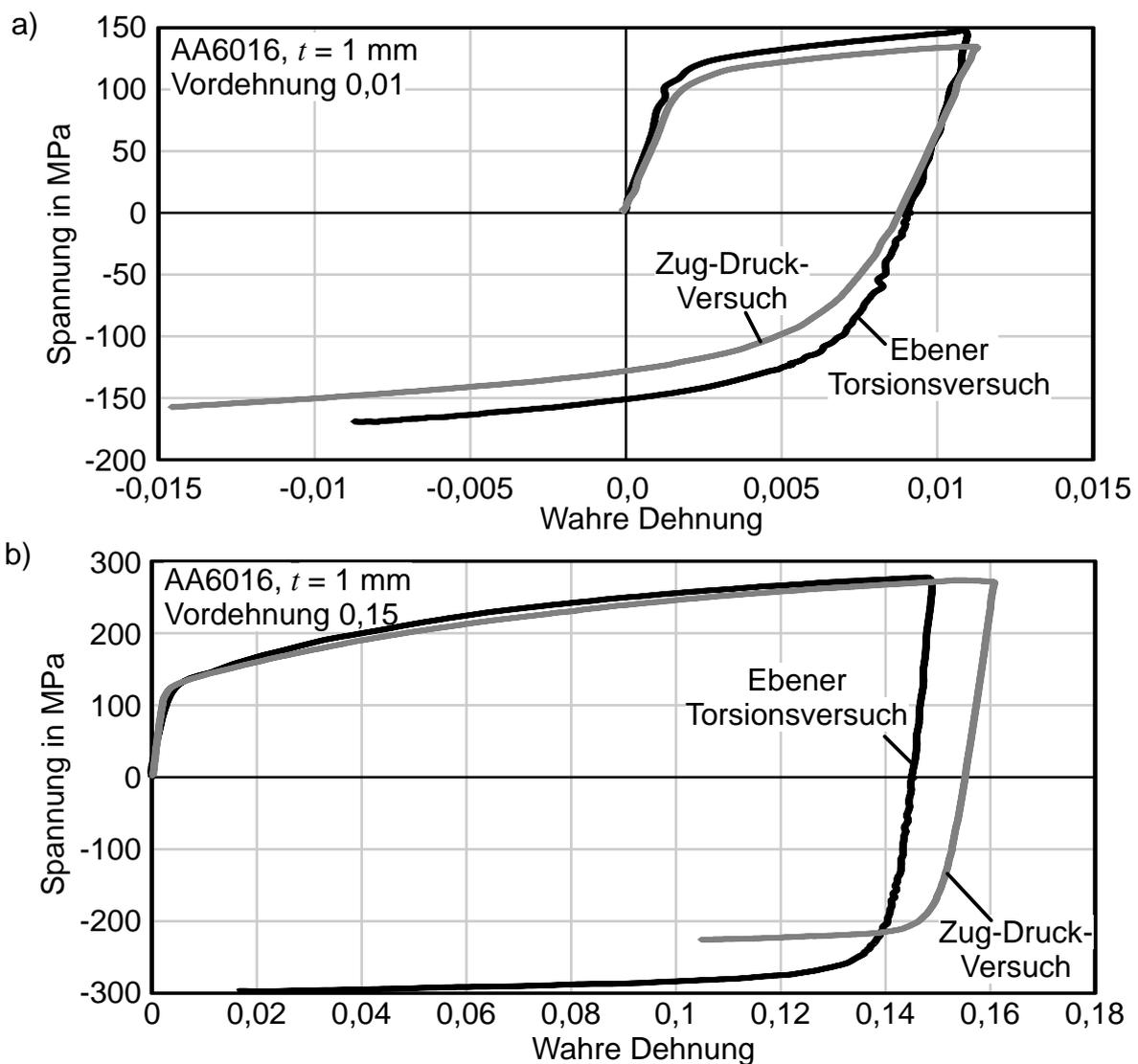


Bild 6.9: Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verläufe von AA6016 aus dem Zug-Druck-Versuch (vom LFT Erlangen) und dem ebenen Torsionsversuch bei Vordehnungen von **a)** $\varphi \approx 0,01$ und **b)** $\varphi \approx 0,15$

auch die Folge einer Abhängigkeit des Werkstoffverhaltens vom Spannungszustand sein. So besteht möglicherweise ein Unterschied im kinematischen Verfestigungsverhalten für Wechselscherbelastungen und Zug-Druck-Beanspruchungen. Da bei der Blechumformung verschiedene Spannungszustände auftreten, bleibt für zukünftige Arbeiten zu klären, inwiefern eine Berücksichtigung einer solchen Abhängigkeit in der Modellierung möglich und notwendig ist.

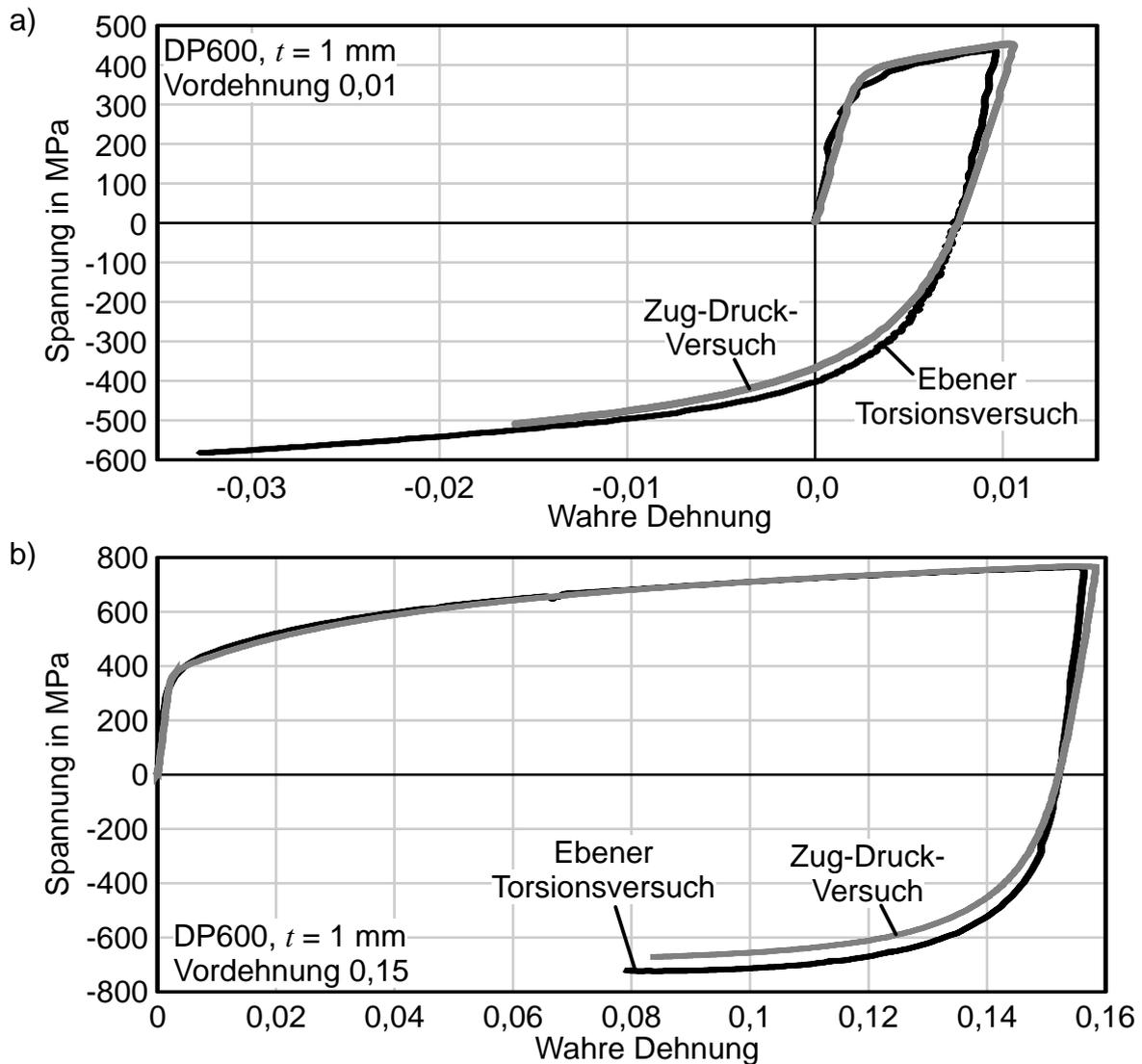


Bild 6.10: Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verläufe von DP600 aus dem Zug-Druck-Versuch (vom LFT Erlangen) und dem ebenen Torsionsversuch bei Vordehnungen von **a)** $\varphi \approx 0,01$ und **b)** $\varphi \approx 0,15$

6.5 Parameteridentifikation für das Yoshida-Uemori-Modell

Die in den vorigen Abschnitten erhaltenen zyklischen Fließkurven können zur Ermittlung von Parametern für die kinematische Verfestigung herangezogen werden. In diesem Abschnitt soll mithilfe einiger Beispiele die Identifikation von Parametern für das Modell nach Yoshida und Uemori (2002) demonstriert werden. Das Modell nach Yoshida und Uemori (2002) ist in der Lage, eine kombiniert isotrop-kinematische Verfestigung abzubilden, welche sowohl einen frühen und sanften Übergang von der elastischen Gerade in den plastischen Bereich erlaubt, als auch Verfestigungsstagnation abbilden kann. Zu diesem Zweck wird die Optimierungssoftware LS-OPT und das FEM-Programm LS-DYNA verwendet. In einer Simulation mit einem Ein-Element-Modell werden die entsprechenden Parameter des Werkstoffmodells variiert und der daraus entstandene Spannungs-Dehnungsverlauf mit den experimentellen Daten verglichen. Im Folgenden soll das Vorgehen anhand einiger Beispielmessungen demonstriert werden. Zudem ist die Frage zu klären, ob eine Schar zyklischer Scherkurven mit unterschiedlichen Vordehnungen andere oder bessere Ergebnisse liefert als eine einzelne Kurve.

Bild 6.11 zeigt ein Beispiel für eine zur Kurvenanpassung herangezogene zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve. Die Werte für Scherspannung und Scherdehnung wurden unter Annahme isotropen Werkstoffverhaltens in Vergleichsgrößen umgerechnet, wobei eine von Shi et al. (2008) vorgeschlagene Modifikation des ursprünglichen Yoshida-Uemori-Modells mit zwei zusätzlichen Parametern verwendet wird. Das Ein-Element-Modell wird in der Simulation mit Zug-Druck-Beanspruchung belastet. Die daraus entstandene zyklische Fließkurve wird mit dem experimentellen Verlauf verglichen, sodass über einen Algorithmus des Optimierungsprogramms die Parameter über mehrere Iterationen invers gefunden werden. Dazu wird die Fläche zwischen den beiden Kurven über die Werte an 200 äquidistanten Punkten über die gesamte Kurvenlänge minimiert. Im dargestellten Beispiel wurde die Materialkarte 125 von LS-Dyna verwendet. Neben den zu optimierenden Kennwerten wurden einige Werkstoffparameter mit Elastizitätsmodul $E = 210$ GPa, Querkontraktionszahl $\mu = 0,3$ und Anfangsfließspannung $k_{f0} = 125$ MPa festgelegt.

Bild 6.12 zeigt anhand von sechs Messkurven das Ergebnis der Parameteridentifikation. Die hierbei verwendeten Messkurven entstammen einer einzigen Messung, wobei an sechs verschiedenen Radien die Spannungs-Dehnungsverläufe ausgewertet wurden. Die höchste Vordehnung beträgt hier $\varphi \approx 0,28$, die niedrigste $\varphi \approx 0,05$. Das Ergebnis der Optimierung weist eine größtenteils gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten auf. Die simulierten Kurven weisen bei der Vorwärtsbelastung einen anderen Verfestigungsverlauf auf, der zunächst höhere Spannungs-

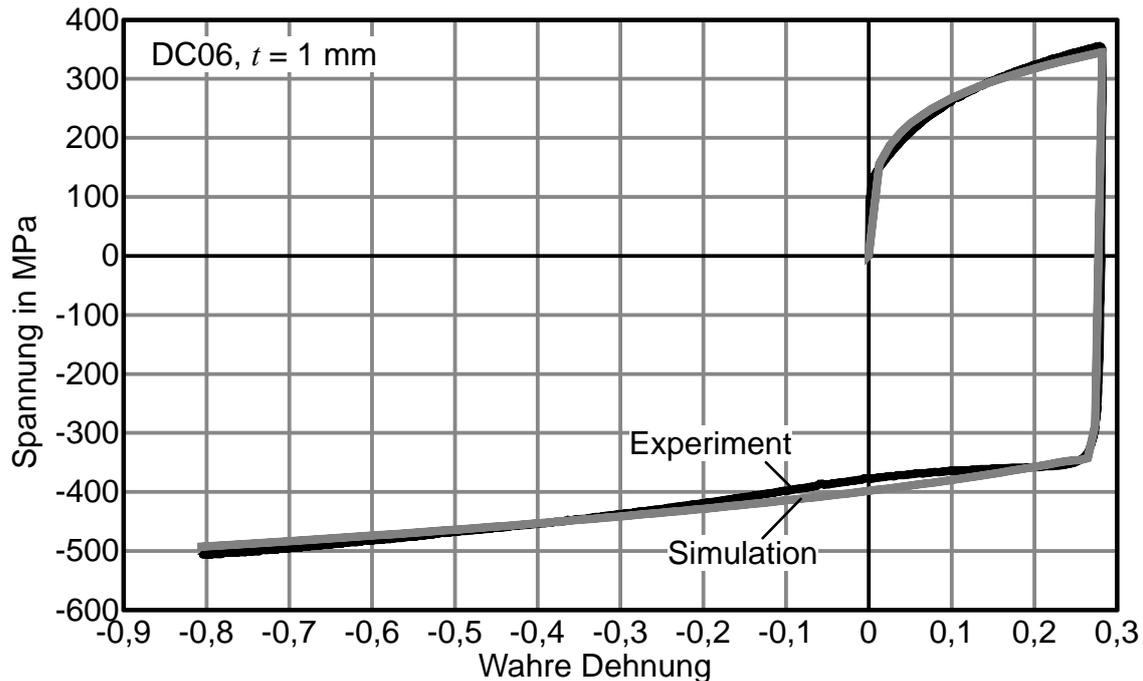


Bild 6.11: Anpassung einer zyklischen Fließkurve für das Yoshida-Uemori-Modell mit einer Vordehnung von $\varphi \approx 0,28$ für den Werkstoff DC06 mittels LS-OPT und LS-Dyna

werte liefert, mit zunehmender Deformation jedoch flacher verläuft. Für alle Kurven kann der Übergangsbereich nach dem Lastwechsel grob getroffen werden. Für die geringeren Vordehnungen überschätzt das Modell leicht die Fließspannung bei der erneuten Plastifizierung, während bei größeren Vordehnungen der Bauschinger-Effekt geringfügig stärker angegeben wird. Obwohl das Modell in der Lage ist, die Verfestigungsstagnation abzubilden, scheint diese im Hinblick auf ihre Entwicklung mit der Vordehnung nicht korrekt wiedergegeben. Die experimentellen Daten weisen eine mit wachsender Vordehnung zunehmende Tendenz zur Verfestigungsstagnation auf. Im Gegensatz dazu zeigt das Modell die Stagnation deutlicher bei den Kurven mit geringerer Vordehnung. Im weiteren Verlauf der Rückplastifizierung kann das Modell die Verfestigung wieder hinreichend abbilden.

Um die Frage zu klären, ob eine Identifikation der Parameter unterschiedliche Ergebnisse liefert, wenn sie statt an mehreren Kurven an einer einzelnen Messkurve durchgeführt wird, soll exemplarisch jeweils ein Parametersatz unter Verwendung der Kurve mit der höchsten und der geringsten Vordehnung verglichen werden. Die ermittelten Parameter werden dann auch für die anderen Lastpfade in der Simulation angewendet und in einem Diagramm mit den experimentellen Daten aufgeführt. Die entsprechenden Diagramme befinden sich im **Bild 6.13** und **6.14**. Die Zahlenwerte für die ermittelten Parameter sind in **Tabelle 6.1** aufgeführt. Es

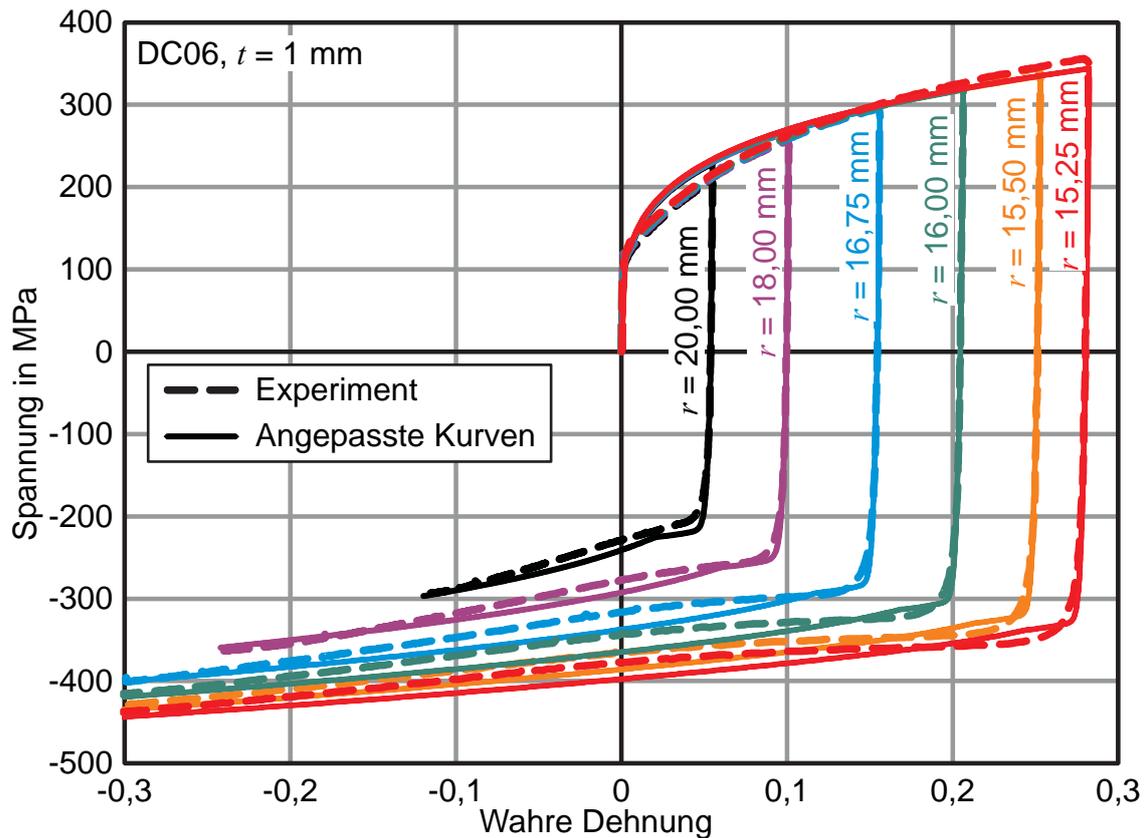


Bild 6.12: Anwendung der Parameteridentifikation an DC06 für das Modell nach Yoshida-Uemori unter simultaner Verwendung von sechs zyklischen Fließkurven mit unterschiedlichen Vordehnungen

kann festgestellt werden, dass die Verwendung der Kurve mit der höchsten Vordehnung bei einem Messradius von 15,25 mm ähnliche Werte und Kurvenverläufe liefert wie die Verwendung aller sechs Messkurven.

Bei Betrachtung der Ergebnisse aus der Verwendung der Kurve mit der Vordehnung von $\varphi \approx 0,05$ fällt auf, dass die Kennwerte sich stark von den anderen beiden Vorgehen unterscheiden. Der simulierte Kurvenverlauf für die verwendete Messkurve weist eine sehr gute Übereinstimmung auf. Die Kurven der nicht verwendeten Messpunkte weichen jedoch vor allem im Bereich der Vorwärtsbelastung stark von den experimentellen Daten ab. Der Wiedereintritt in den plastischen Bereich wird für die Verläufe mit größerer Vordehnung früher angegeben.

Obwohl die Kennwerte sich im Betrag stark unterscheiden, kann auch durch alleinige Verwendung der geringsten Vordehnung der Verlauf der Rückbelastung gut wiedergegeben werden. Die Unterschiede im Kurvenverlauf finden sich hauptsächlich im Bereich der Vorwärtsbelastung.

An diesem Beispiel lässt sich zeigen, dass das Modell nach Yoshida und Uemori (2002) eine gute Abbildung des Werkstoffverhaltens für DC06 aufweist. Jedoch

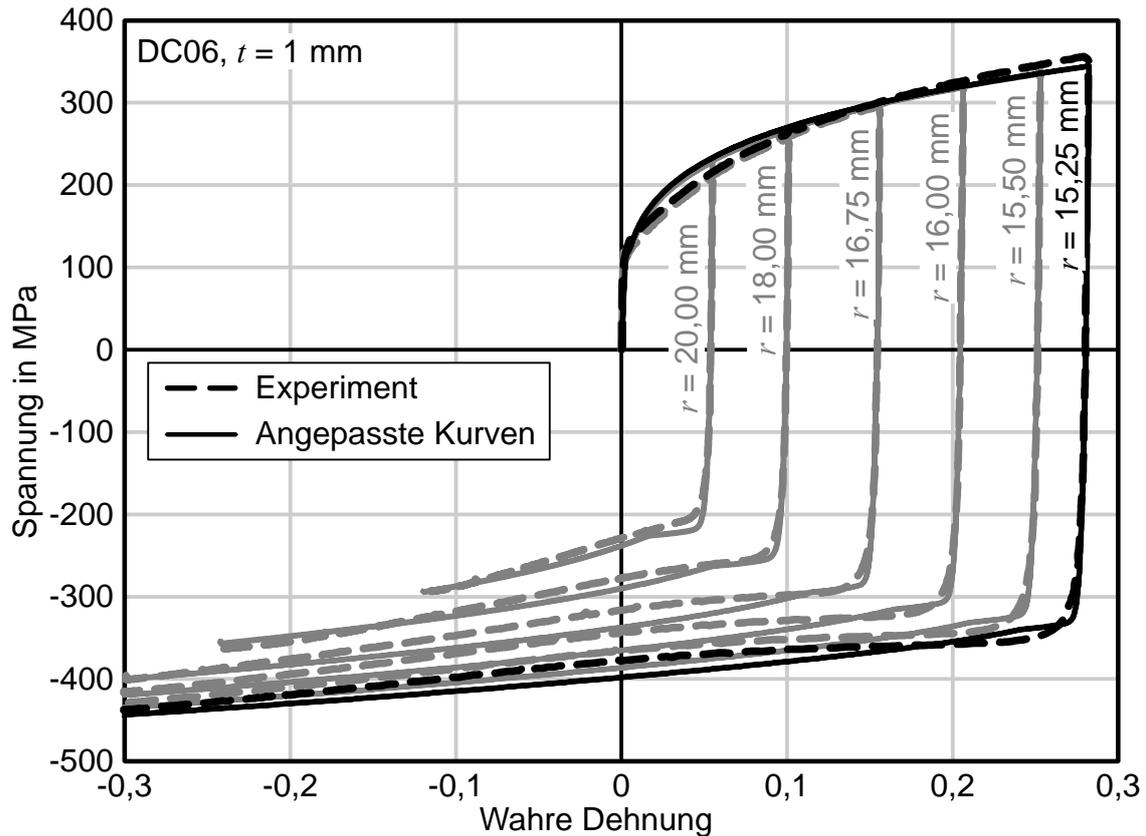


Bild 6.13: Anpassung des Yoshida-Uemori-Modells unter Verwendung der Messkurve mit der höchsten Vordehnung für den Werkstoff DC06

Tabelle 6.1: Beispiel für gefundene Yoshida-Uemori Parameter von DC06, $t = 1$ mm, bei verschiedenen Varianten der Auswertung: A) Verwendung von sechs Messkurven mit unterschiedlichen Vordehnungen; B) Verwendung der Messkurve mit der größten Vordehnung; C) Verwendung der Messkurve mit der geringsten Vordehnung

Variante	B in MPa	C	m	K in MPa	b in MPa	h	e_0	N
A	80,99	740,0	29,46	430,6	9,746	0,685	0,00588	0,261
B	72,36	682,8	27,22	439,3	9,052	0,715	0,00417	0,253
C	122,5	888,7	32,54	554,9	4,432	0,335	0,0245	0,268

kann das Modell in der vorliegenden Implementierung in LS-Dyna den Effekt der Verfestigungsstagnation in Abhängigkeit der Vordehnung nicht korrekt wiedergeben. Der ebene Torsionsversuch mit der vorgeschlagenen kontinuierlichen Dehnungsmessung ist geeignet, eine Vielzahl von Scherkurven aus einem Versuch zu gewinnen, welche zur Parameteridentifikation eingesetzt werden können. Es hat

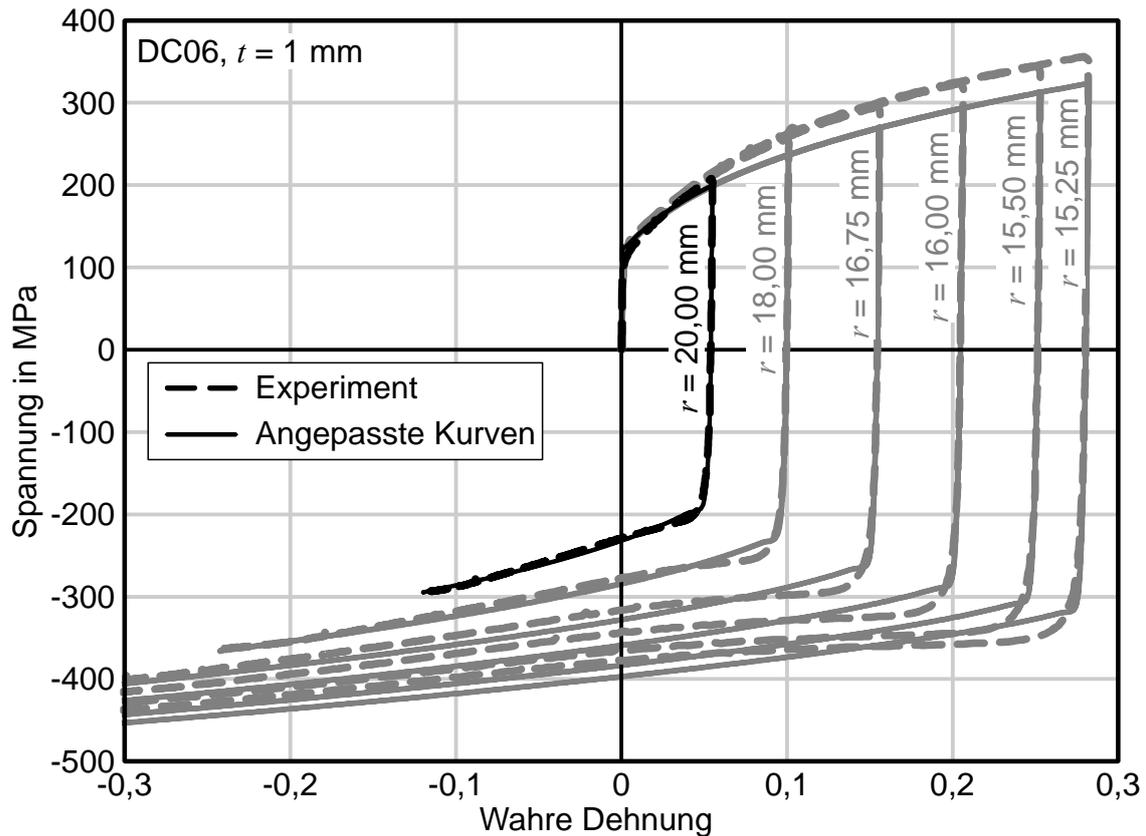


Bild 6.14: Anpassung des Yoshida-Uemori-Modells unter Verwendung der Messkurve mit der geringsten Vordehnung für den Werkstoff DC06

sich herausgestellt, dass die Verwendung einer einzigen Messkurve mit der größten Vordehnung ähnliche Ergebnisse liefern kann wie die Verwendung mehrerer Kurven. Wird eine Kurve mit zu geringer Vordehnung ausgewählt, so kann das Verhalten bei größeren Dehnungsamplituden nicht mehr gut wiedergegeben werden. Allgemein lässt sich feststellen, dass das Werkstoffverhalten vom verwendeten Modell gut wiedergegeben werden kann. Jedoch ist insbesondere im Hinblick auf die Entwicklung des Bauschinger-Effekts und der Verfestigungsstagnation mit der Vordehnung eine Diskrepanz zu den experimentellen Daten zu erkennen. Wenn in Zukunft weitere Modelle und Modellmodifikationen zur Beschreibung des kinematischen Verfestigungsverhaltens entwickelt werden, so kann der ebene Torsionsversuch eine gute Möglichkeit bieten, die abbildbaren Merkmale und Flexibilität des entsprechenden Ansatzes in Bezug auf die Vordehnung zu prüfen.

6.6 Fazit

In diesem Kapitel wurden Auswertungsmethoden zur Durchführung zyklischer ebener Torsionsversuche vorgestellt und die entsprechenden Ergebnisse analysiert.

- **Multiple Scherkurven:** Der ebene Torsionsversuch ist in der Lage, aus einer Prüfung eine Vielzahl von zyklischen Scherkurven mit jeweils unterschiedlichen Vordehnungen zu ermitteln. Dies ist dem Umstand des definierten Spannungs- und Dehnungsgradienten auf einer Torsionsprobe zu verdanken. Die Auswertung der Experimente mittels optischer Dehnungsmessung stellt eine effiziente Möglichkeit zur Ermittlung zyklischer Fließkurven dar. Es wurde die Fähigkeit des ebenen Torsionsversuchs zur Aufnahme von zyklischen Fließkurven mit mehreren Lastrichtungswechselfvorgängen demonstriert.
- **Bauschinger-Effekt:** Die ermittelten zyklischen Fließkurvenscharen wurden zur Bestimmung des Bauschinger-Effekts in Abhängigkeit der Vordehnung herangezogen. Für verschiedene Blechwerkstoffe konnte der jeweilige Verlauf des Bauschinger-Effekts über eine Vielzahl von Einzelkurven abgebildet werden. Dabei konnte eine Saturierung ab einer gewissen Dehnung festgestellt werden. Aufgrund der Möglichkeit zur simultanen Generierung multipler Scherkurven konnte eine solch große Datenmenge mit relativ wenigen Versuchen erzeugt werden.
- **Parameteridentifikation:** Die Identifikation der Werkstoffkennwerte für das Yoshida-Uemori-Modell zur Beschreibung der kinematischen Verfestigung wurde anhand einer numerischen Optimierung gezeigt. Dabei wurde ein Ein-Element-Modell mit dem FEM-Programm LS-Dyna verwendet, wobei der Unterschied zwischen der numerisch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurve und dem Experiment minimiert wurde. Im Fokus stand hierbei der Einfluss der Vordehnung. Es wurde gezeigt, dass die Parameteridentifikation an einer zyklischen Kurve mit hoher Vordehnung auch für zyklische Spannungs-Dehnungs-Verläufe mit geringerer Vordehnung Aussagekraft besitzt, während dies umgekehrt nicht sichergestellt ist.
- **Vergleich mit Zug-Druck-Versuchen:** Im Vergleich mit den zyklischen Fließkurven aus den Zug-Druck-Versuchen kann für die Vorbelastung eine gute Übereinstimmung mit den Scherkurven des ebenen Torsionsversuchs festgestellt werden. Nach der Lastumkehr zeigt der Bauschinger-Effekt eine stärkere Ausprägung im Zug-Druck-Versuch, was bei allen geprüften Werkstoffen feststellbar ist. Dies kann auf eine Abhängigkeit der kinematischen Verfestigung vom jeweils herrschenden Spannungszustand hindeuten.

7 Entwicklung einer neuartigen Probengeometrie ohne Anisotropie-Mittelung

Bei der Prüfung von anisotropen Blechwerkstoffen wird bei der Berechnung der Spannung ein Fehler aufgrund der Mittelwertbildung über den gesamten Umfang der Torsionsprobe in Kauf genommen. Dies ist ein Nachteil des ebenen Torsionsversuchs. In diesem Kapitel wird daher eine Modifikation der Probengeometrie, die Doppelstegprobe, vorgeschlagen (Brosius et al., 2011), welche ein ähnliches Verhalten zeigt wie bekannte Scherversuche nach Miyauchi (1984) oder Rauch (1998). Nachfolgend wird das Verhalten dieser Probenform analysiert und mit anderen Scherversuchen verglichen. Anhand von Beispielen wird das Anwendungsspektrum der neuen Probe demonstriert.

7.1 Probengeometrie

Um eine exklusive Richtung beim Torsionsversuch zu prüfen, werden runde Schlitze aus der Blechrunde geschnitten, sodass lediglich zwei gegenüberliegende Scherstege verbleiben. An diesen Scherstegen kann sich die Umformung konzentrieren. **Bild 7.1a** zeigt schematisch die Probengestaltung. Mit derselben Versuchskinetik wie bei der vollen Probe wird ein Drehmoment aufgebracht, welches in den beiden Scherzonen die größten Scherspannungen hervorruft. Durch die symmetrische Anordnung beider Scherzonen werden ungewollte resultierende Drehmomente und Reaktionskräfte vermieden.

Bild 7.1b zeigt die geometrischen Maße, welche die Scherzone definieren. Zusätzlich zu den Einspannradien innen und außen (r_i und r_a) ist der Schlitzradius mit

$$r_m = \frac{r_1 + r_2}{2}, \quad (7.1)$$

die Schlitzbreite

$$\Delta r = r_2 - r_1 \quad (7.2)$$

und der Winkelausschnitt des Steges

$$\Delta\vartheta = \frac{b}{r_m} \quad (7.3)$$

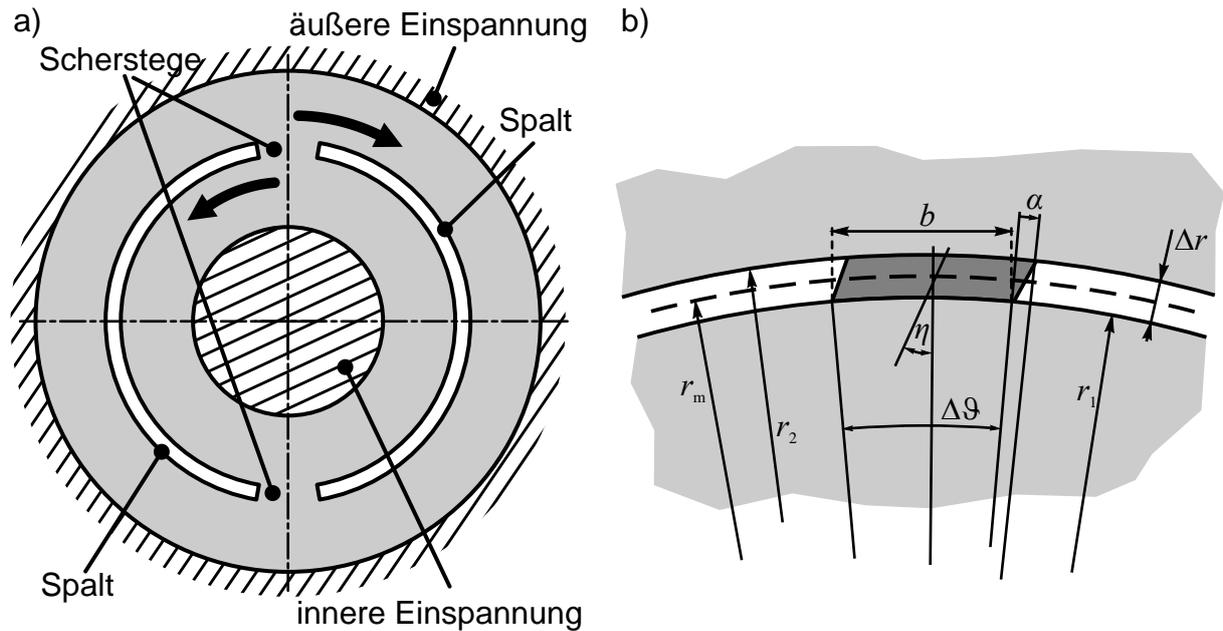


Bild 7.1: a) Schematische Gestaltung der Doppelstegprobe; b) geometrische Größen an der Scherzone

für diesen Versuch zu definieren. Die Stegbreite b lässt sich dabei aus dem Winkelausschnitt und dem Schlitzradius errechnen. Um die zu erwartende inhomogene Verteilung von Dehnung und Spannung zu verringern, sollte das Verhältnis von Stegbreite zu -höhe groß gewählt werden. Jedoch kann die Stegbreite b bei dieser Probe nicht beliebig vergrößert werden, da sonst die Krümmung der Scherzone an Einfluss gewinnt.

Wie in Abschnitt 2.2.3 erläutert, ist die Scherzone im 45° -Winkel zur Walzrichtung orientiert, damit die Hauptspannungsrichtungen mit den Achsen x und y übereinstimmen (siehe **Bild 7.2**). Es kann im Gegensatz zur Miyauchi-Probe (**Bild 2.15**) für beide Scherzonen dieselbe Orientierung realisiert werden, wodurch eine Mittelung des Werkstoffverhaltens bei Richtungsabhängigkeiten nicht erfolgt. Für die nachfolgenden Betrachtungen werden die Maße wie in **Tabelle 7.1** verwendet. Das Verhältnis von Länge und Höhe der Scherstege beträgt in diesem Fall ca. 7,5:1.

Zusätzlich wird an den verwendeten Proben eine Modifikation der vorgestellten Geometrie in Form von Abrundung der Stegkanten durchgeführt. **Bild 7.3** zeigt die Scherzone mit abgerundeten Kanten. Der Radius der Kante beträgt hierbei $r_s = \frac{\Delta r}{2}$. Diese Modifikation erleichtert zum einen die Probenherstellung durch beispielsweise Lasterstrahlschneiden oder Drahterodieren, zum anderen wird hierdurch eine extreme Spannungskonzentration vermieden, welche zu verfrühter Rissbildung und Faltenbildung bei der Scherbelastung führen kann. Durch die Gestaltung der Radien bleibt die eigentliche Stegbreite b unverändert gegenüber der Darstellung

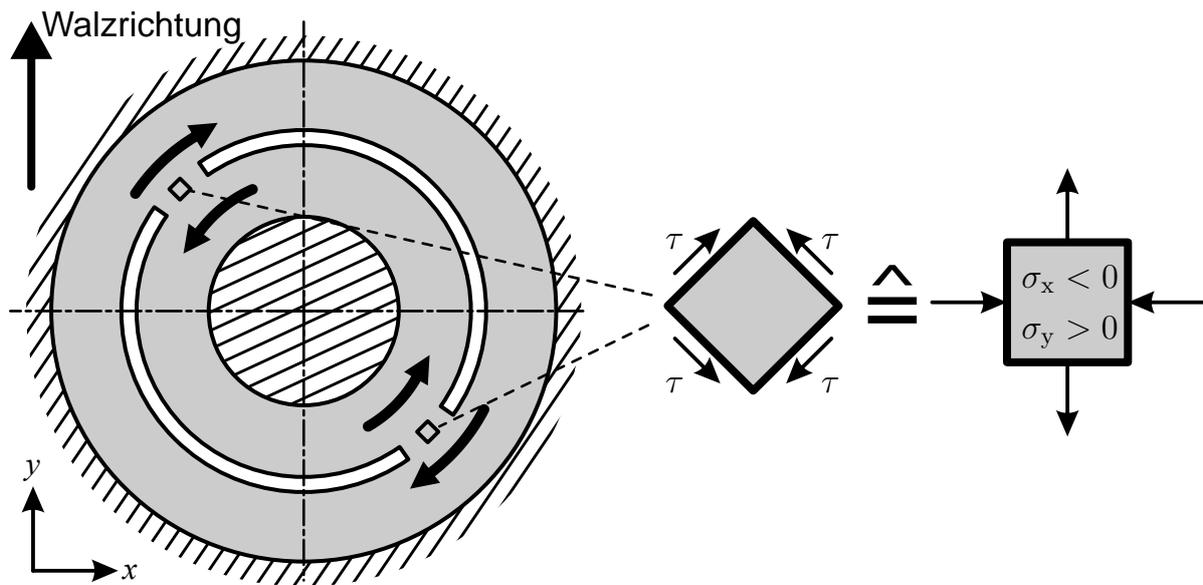


Bild 7.2: Gleichsinnige Scherung in beiden Scherzonen der Doppelstegprobe

Tabelle 7.1: Verwendete Abmessungen der Doppelstegprobe

Bezeichnung	Formelzeichen	Wert
Innerer Einspannradius	r_i	15 mm
Äußerer Einspannradius	r_a	30 mm
Blechdicke	t	1,0 mm
Schlitzradius	r_m	21,5 mm
Schlitzbreite	Δr	1 mm
Winkelausschnitt	$\Delta\vartheta$	20°

in Bild 7.1, sodass die Spannungsberechnung nach Gleichung 7.5 bei Vernachlässigung von Inhomogenitäten und Randeffekten weiterhin gültig ist.

7.2 Theoretische Spannungs- und Dehnungsberechnung

In Bild 7.1b ist die Deformation der Scherzone dargestellt. Wenn die Krümmungen vernachlässigt werden und eine gerade rechteckige Scherzone angenommen wird, entsteht durch den globalen Drehwinkel α eine parallele Verschiebung der Scherzonenkante, sodass die Scherdehnung mit

$$\gamma = \tan \eta = \frac{\alpha \cdot r_m}{\Delta r} \quad (7.4)$$

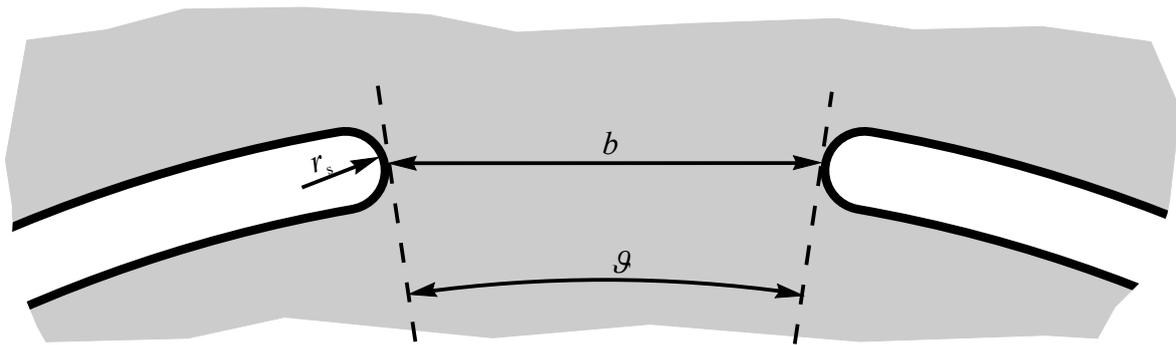


Bild 7.3: Abrundung der Stegkanten zur Vermeidung früher Rissbildung

berechnet werden kann. Dabei wird angenommen, dass die umliegenden Bereiche sich nur in vernachlässigbar geringem Umfang deformieren, sodass diese als starr betrachtet werden können.

Die Scherspannung in beiden Scherzonen ergibt sich aus

$$\tau = \frac{M}{2 \cdot t \cdot \Delta\vartheta \cdot r_m^2} = \frac{M}{2 \cdot t \cdot b \cdot r_m}, \quad (7.5)$$

wobei t die Blechdicke ist. Hierbei handelt es sich um einen Mittelwert, der die inhomogene Spannungsverteilung nicht berücksichtigt.

7.3 Analyse der realen Dehnungs- und Spannungsverteilung

Die in den **der Gleichungen 7.4** und **7.5** vorgeschlagene Berechnung der Dehnung und Spannung berücksichtigen nicht die Inhomogenität und sonstige Störeinflüsse. Daher soll in diesem Abschnitt die real auftretende Dehnungs- und Spannungsverteilung untersucht werden. Aus diesen Erkenntnissen wird anschließend eine Vorgehensweise bei der experimentellen Auswertung vorgeschlagen, welche zur Fließkurvenermittlung angewendet werden kann.

7.3.1 Dehnungsverteilung

Bei der sich real einstellenden Deformationsverteilung ist zu untersuchen, welche Auswirkungen die Inhomogenität auf die Messung und Auswertung hat. Es ist zu erwarten, dass sowohl der Betrag der Dehnung als auch der eigentliche Dehnungs-

zustand inhomogen sind. Das heißt, dass der angestrebte ideale Scherdeformationszustand nicht oder nicht an allen Stellen des Schersteges realisiert werden kann.

In **Bild 7.4** wird das Ergebnis einer FE-Analyse dargestellt. Für den Werkstoff DC06 sind zwei Verdrehzustände mit $\alpha = 0,5^\circ$ (**Bild 7.4a**) und $\alpha = 2,7^\circ$ (**Bild 7.4b**) dargestellt. Links ist jeweils ein Ausschnitt um den Schersteg zu sehen, wobei die Regionen mit einem Vergleichsumformgrad von 0,005 oder mehr farbig unterlegt sind. Es ist zu erkennen, dass nicht alle Bereiche die reine Scher-

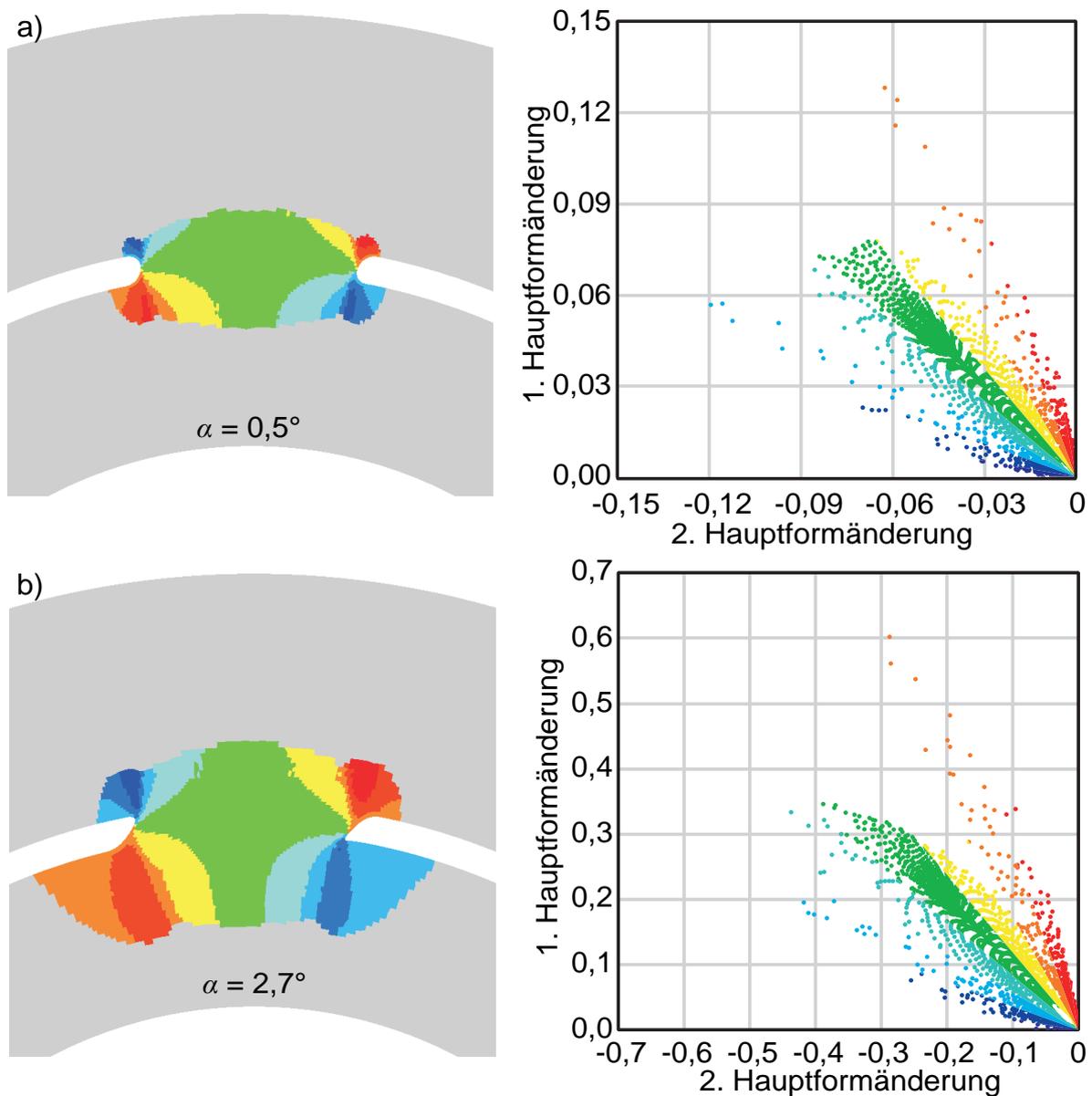


Bild 7.4: Entwicklung des Deformationszustandes in der Doppelstegprobe bei den Verdrehwinkeln von **a)** $\alpha = 0,5^\circ$ und **b)** $\alpha = 2,7^\circ$

deformation mit $\varphi_1 = -\varphi_2$ aufweisen. Auf der rechten Bildhälfte ist im Diagramm der Deformationszustand in der φ_1 - φ_2 -Ebene dargestellt. Für jedes Element wurde ein Punkt in diesem Diagramm eingezeichnet. Die Farbe grün steht für einen Umformzustand nahe der reinen Scherung. Gelb- und Rottönungen zeigen Zustände an, die näher zu Zugbeanspruchungen liegen, während die blauen Punkte eine Drucküberlagerung bedeuten. Festzuhalten ist, dass im Steg zwischen den beiden Radien in großen Teilen ein Deformationszustand nahe der reinen Scherung vorzufinden ist. Abweichungen von diesem Zustand befinden sich an den Rändern und nehmen im Schersteg eine vergleichsweise geringe Fläche ein. Mit zunehmendem Verdrehwinkel α ist qualitativ keine Veränderung der Deformationsverteilung im Schersteg festzustellen. Für die benachbarten freien Bereiche lässt sich jedoch eine zunehmend größer werdende Ausbreitung der plastischen Umformung feststellen. Die Annahme zu **Gleichung 7.4**, dass alle Bereiche außer dem Schersteg als starr betrachtet werden können, ist deshalb in der Realität nicht zulässig.

In einer weiteren Analyse soll der Verlauf des Dehnungswertes innerhalb des Schersteges untersucht werden. **Bild 7.5** zeigt den gemessenen Verlauf der 1. und 2. Hauptformänderung über einen Schnitt längs des Schersteges (Schnitt 1, **Bild 7.5a**) und quer zur Scherrichtung durch die Mitte der Scherzone (Schnitt 2, **Bild 7.5b**). Dargestellt sind zwei Dehnungszustände bei den Werten für die Vergleichsformänderung $\varphi_v = 0,05$ und $\varphi_v = 0,2$ im Mittelpunkt der Scherzone. Entsprechend **Bild 7.4** sind entlang dieser Schnitte wie zu erwarten nahezu ideale Scherzustände mit $\varphi_1 \approx -\varphi_2$ vorzufinden. Für Schnitt 1 kann die Auswirkung der Inhomogenität in Form einer Überhöhung des Dehnungswertes nahe den beiden Rändern festgestellt werden. Direkt am Rand und im zentralen Abschnitt ist ein geringerer Dehnungswert messbar. Der Verlauf der Dehnung zeigt einen annähernd homogenen zentralen Bereich. Schnitt zwei umfasst eine Länge von der Steghöhe, in diesem Fall 1 mm. Über diesen Bereich kann im Rahmen der Messgenauigkeit keine nennenswerte Schwankung der Dehnung festgestellt werden. Damit ist das Zentrum des Schersteges als homogen zu betrachten.

Bild 7.6a zeigt einen Vergleich der theoretischen Berechnung von γ aus dem Drehwinkel α zu zwei experimentellen Messungen an den Stahlwerkstoffen DC06 und DP600. Bei der optischen Dehnungsmessung wurde jeweils der Längsschnitt (entspricht Schnitt 1 aus **Bild 7.5**) aufgenommen. Aus dem Verlauf wird jeweils ein Mittelwert über die Schnittlänge gebildet, welcher als Wert für die Scherdehnung aufgetragen wird. Es wird deutlich, dass die theoretische Berechnung der Scherdehnung γ zu einer starken Überschätzung der real auftretenden Deformationen führt. Für beide Werkstoffe lässt sich eine deutlich niedrigere Scherdehnung messen. Der Grund für die Abweichung liegt, wie oben festgestellt, hauptsächlich in der Ausbreitung der plastischen Deformation in die benachbarten Probenregionen

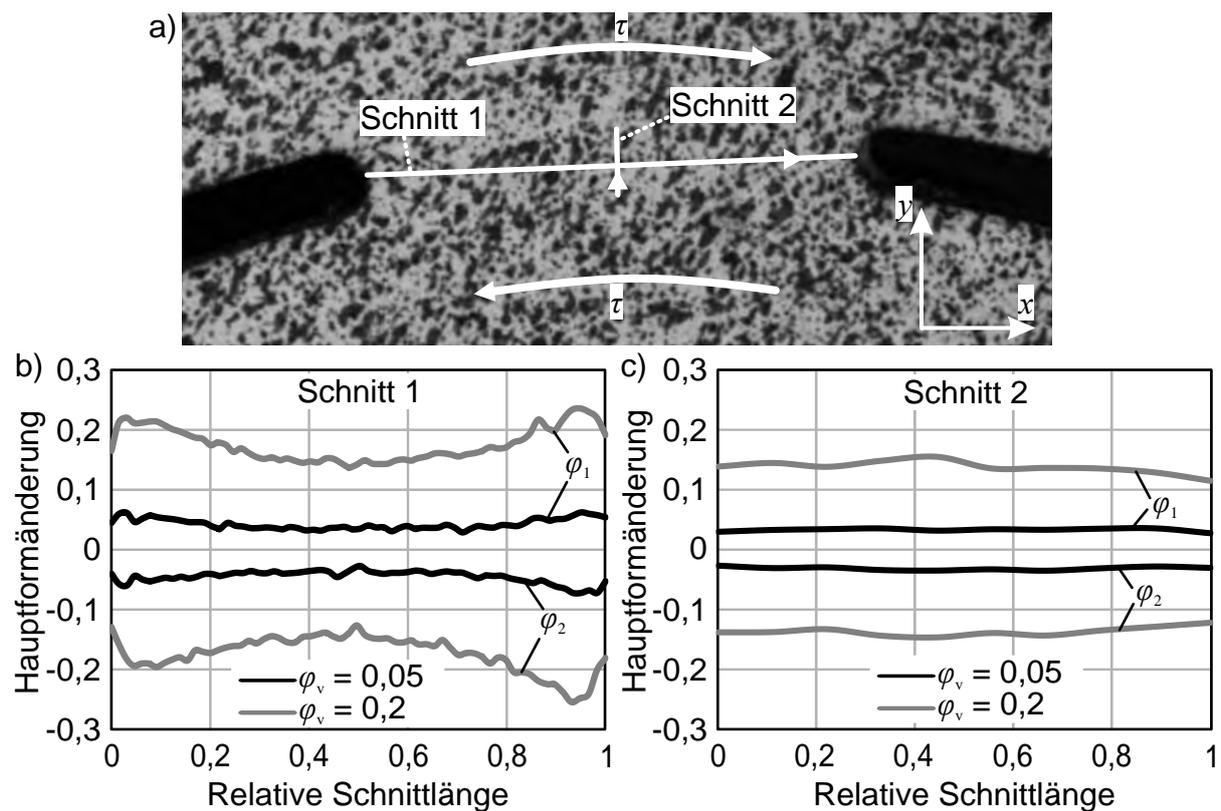


Bild 7.5: a) Anordnung und Richtung der Schnitte längs und quer zur Scherrichtung in der Scherzone; b) 1. und 2. Hauptformänderung im Längsschnitt (Schnitt 1) und c) 1. und 2. Hauptformänderung im kurzen Schnitt (Schnitt 2)

um die Scherzone. Da diese Flächen nicht eingespannt sind, kann die eigentliche Verschiebung der Scherzonen-Kanten nicht anhand des globalen Verdrehwinkels α bestimmt werden. Im Diagramm von **Bild 7.6b** wird das Verhältnis der gemessenen Scherdehnung γ_{exp} zur theoretischen Berechnung γ_{th} aufgetragen. Hier zeigt sich besonders deutlich, dass sich die Dehnung in beiden Probenwerkstoffen unterschiedlich entwickelt. Das bedeutet, dass die real auftretenden Scherdehnungen werkstoffabhängig sind und nicht ohne Weiteres durch Skalierung des theoretischen Wertes erhalten werden können.

Für die experimentelle Auswertung bedeuten diese gewonnenen Erkenntnisse, dass eine Dehnungsberechnung anhand des gemessenen Drehwinkels α nicht praktikabel ist. Damit würde die Scherdehnung in der Scherzone stark überschätzt. Aus diesem Grund ist die optische Dehnungsmessung während des Experiments anzuwenden.

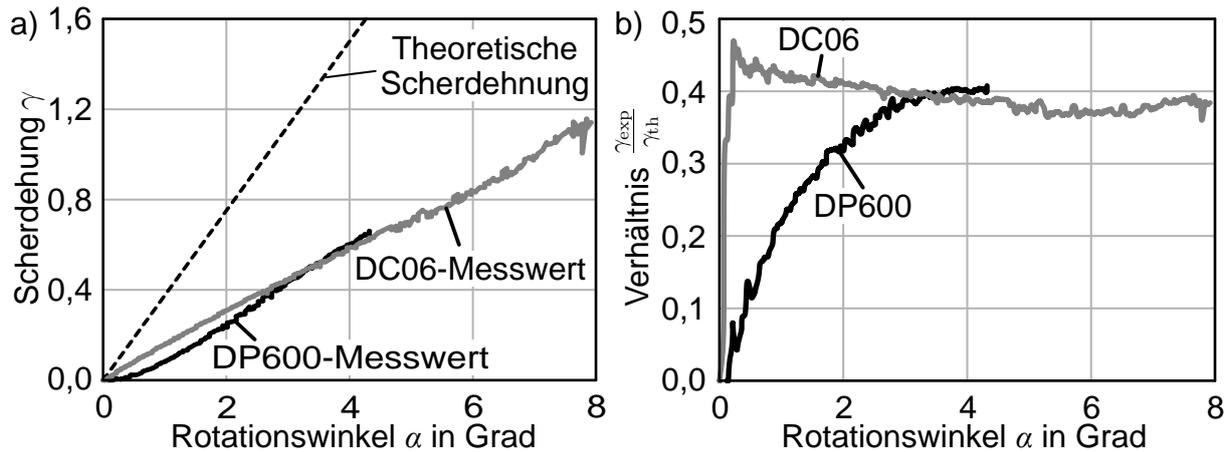


Bild 7.6: a) Vergleich experimentell ermittelter Scherdehnung zur theoretischen Dehnungsberechnung für DC06 und DP600; b) Nichtlineares Verhältnis der experimentellen Messung zum theoretischen Wert nach Gleichung 7.4

7.3.2 Spannungsverteilung

Im Gegensatz zu der Dehnungsverteilung kann die im Schersteg auftretende Spannung nicht ohne weiteres experimentell gemessen werden. Deshalb soll zur Beurteilung der Spannungsverteilung eine FE-Analyse herangezogen werden. Es ist zu prüfen, ob die in **Gleichung 7.5** vorgeschlagene Berechnung der Scherspannung τ trotz der auftretenden inhomogenen Spannungsfelder für die Fließkurvenermittlung verwendet werden kann. **Bild 7.7** stellt im Diagramm die Verteilung der Schubspannung über Schnitt 1 dar. Fünf Dehnungszustände sind hier dargestellt, von $\gamma = 0,1$ bis $0,5$ mit einer Schrittweite von $0,1$. Es sind dabei Analogien zum Dehnungsverlauf zu beobachten. Auch bei der Schubspannung tritt jeweils ein Maximum nahe der Scherzonenkante auf, während die Werte direkt an der Kante abfallen. Im zentralen Bereich lässt sich ein nahezu homogener Bereich finden. Im Diagramm ist zusätzlich jeweils der theoretische Wert für die Schubspannung dargestellt, welcher mittels **Gleichung 7.5** aus dem Reaktionsmoment berechnet wird. Während im Zentrum des Schersteges der real auftretende Wert für τ mit **Gleichung 7.5** überschätzt wird, überschreiten die Spannungsmaxima diesen Wert nahe den Rändern. Mit zunehmender Deformation steigt der theoretische Schubspannungswert im Vergleich zum Spannungsverlauf leicht an. Insgesamt stellt dieser Wert im Vergleich zum ermittelten Spannungsverlauf eine gute Näherung dar.

Um die Inhomogenität auch hinsichtlich des Spannungszustandes zu bewerten, werden entlang des Längsschnitts die auftretenden Normalspannungskomponenten σ_x in **Bild 7.8a** und σ_y in **Bild 7.8b** zur Scherrichtung aufgetragen. Auch in diesen

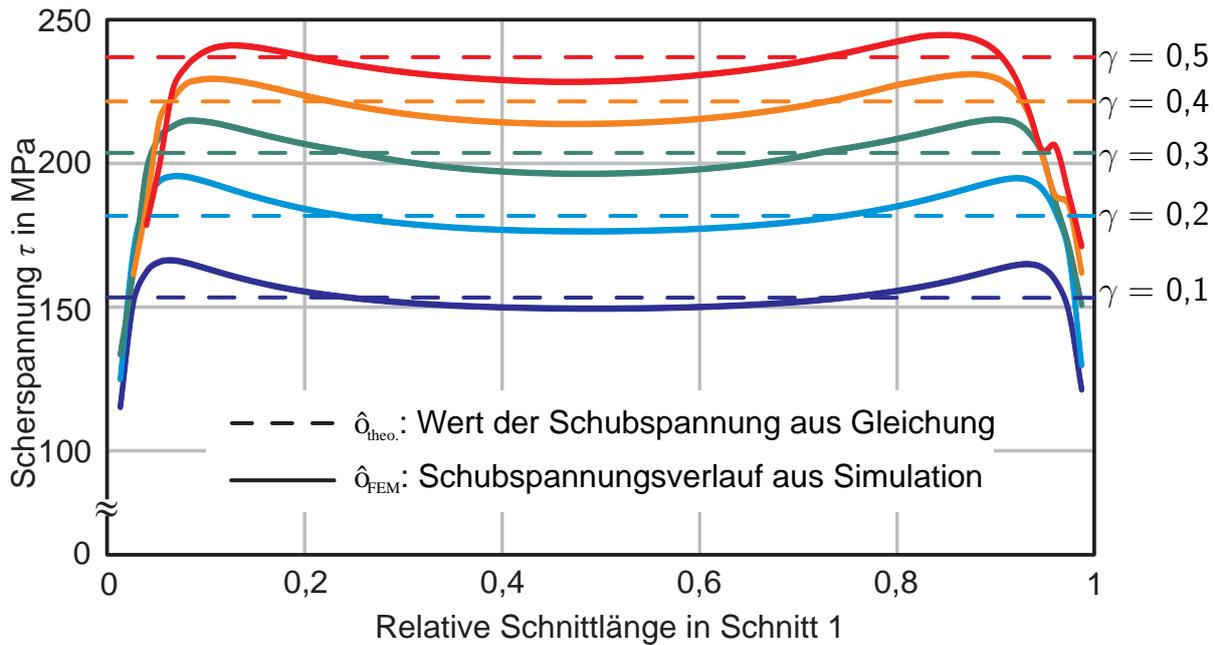


Bild 7.7: Verteilung der Schubspannung τ über den Längsschnitt zu verschiedenen Belastungszeitpunkten im Vergleich zur theoretischen Spannungsberechnung

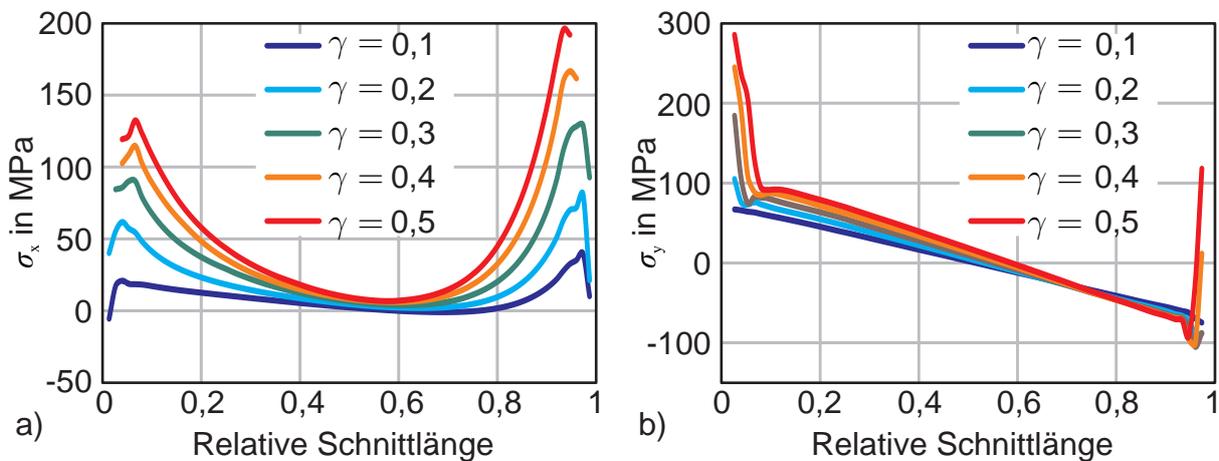


Bild 7.8: Verlauf der Normalspannungskomponenten a) σ_x und b) σ_y

Diagrammen wurden die fünf oben erwähnten Dehnungszustände dargestellt. In einer idealen Scherzone sollte $\sigma_x = \sigma_y = 0$ gelten. Dabei zeigt die Richtung der σ_x -Komponente parallel zur Scherbewegung und σ_y ist quer dazu. Tatsächlich stellen sich im Randbereich hohe Werte für die Normalspannungskomponenten ein. Auch im zentralen Bereich verschwinden diese Komponenten nicht vollständig, wobei die Werte im Bereich von ca. ± 50 MPa vergleichsweise klein bleiben. Die σ_x -Komponente weist einen kleinen positiven Wert auf, während die σ_y -Komponente von einem positiven zu einem negativen Wert übergeht. Dieses Verhalten von σ_y deutet auf die Überlagerung einer kleinen Biegebelastung hin.

Die Abweichung von dem angestrebten reinen Scherzustand lässt sich anhand des Mohr'schen Spannungskreises in der Blechebene verdeutlichen. **Bild 7.9a** zeigt den Mohr'schen Kreis für die reine ebene Scherung. Es tritt im Koordinatensystem der Scherzone nur die Spannungskomponente τ_{xy} auf, welches gleichzeitig der größten Schubspannung τ_{max} entspricht. Der Winkel der Hauptspannungsrichtung zur x -Achse beträgt $\phi = 45^\circ$, da keine Normalspannungskomponenten auftreten ($\sigma_x = \sigma_y = 0$). Der tatsächlich in der Scherzone herrschende Spannungszustand kann, wie in **Bild 7.9b** dargestellt, in verschiedenen Aspekten von der reinen Scherung abweichen. Mit Auftreten der Normalspannungskomponenten σ_x und σ_y kann zum einen der Mittelpunkt des Mohr'schen Spannungskreises um einen Wert $\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}$ verschoben werden. Somit ist die Schubspannung τ_{xy} im allgemeinen Fall nicht mehr identisch mit der Hauptschubspannung τ_{max} , sondern betragsmäßig kleiner. Zum anderen kann sich eine Verdrehung der Hauptspannungsrichtungen einstellen, sodass diese nicht mehr im Winkel von $\phi = 45^\circ$ zur x -Achse der Scherzone liegen. **Bild 7.10** zeigt die Verschiebung des Mohr'schen Spannungskreises σ_m und die Hauptspannungsrichtung ϕ über den Längsschnitt durch die Scherzone. Zwei Dehnungszustände mit $\gamma = 0,1$ und $\gamma = 0,5$ sind aufgetragen. Im zentralen Bereich der Scherzone tritt eine sehr geringe Abweichung von dem angestrebten idealen Scherzustand auf, welche auch mit zunehmender Deformation klein bleibt. Dies gilt sowohl für σ_m als auch für ϕ . Im Randbereich befindet sich wie zu erwarten eine starke Abweichung als Folge der Kerbeffekte.

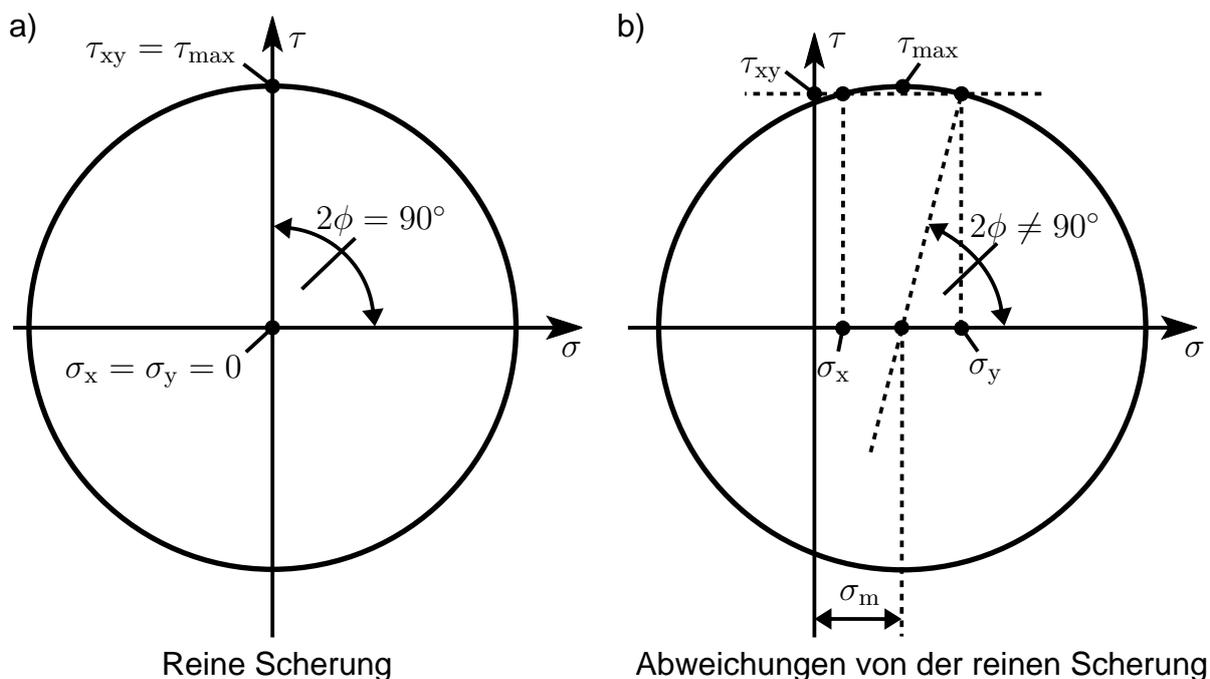


Bild 7.9: Mohr'scher Spannungskreis bei a) reiner Scherung und b) Abweichungen von der reinen Scherung

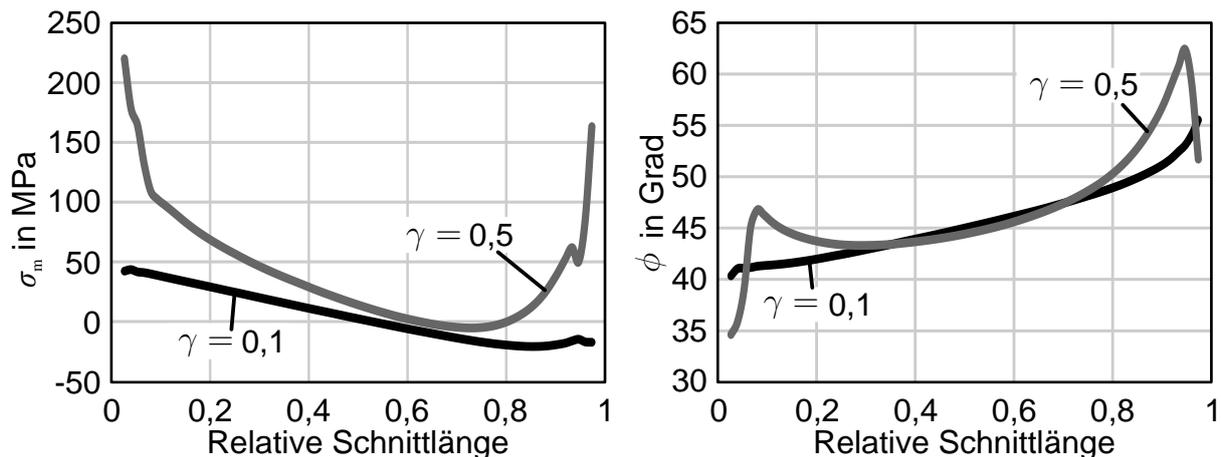


Bild 7.10: Beurteilung der Abweichung vom idealen Scherspannungszustand anhand der **a)** Verschiebung des Mittelpunktes des Mohr'schen Spannungskreises auf der σ -Achse und des **b)** Winkels der Hauptspannungsrichtung zur x -Achse

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Berechnung der Schubspannung aus **Gleichung 7.5** nur eine Näherungslösung sein kann, da die Inhomogenität der Spannungsverteilung sowohl betragsmäßig als auch für Spannungszustand und -richtung in der Scherzone der Doppelstegprobe auftreten. Inwiefern diese Näherung anwendbar ist, soll im Abschnitt 7.4.1 überprüft werden.

7.4 Fließkurvenermittlung mit der Doppelstegprobe

Um die Einsetzbarkeit der Doppelstegprobe zur Aufnahme von Fließkurven zu überprüfen, soll zunächst eine Vorgehensweise zur Ermittlung der Spannung und Dehnung im Experiment aus den oben gewonnenen Erkenntnissen erarbeitet werden. Insbesondere sind dabei die Position und der Umfang der optischen Dehnungsmessung zu diskutieren. Zwei Möglichkeiten hierzu werden nachfolgend beschrieben und miteinander verglichen. Das Ergebnis wird mit Ergebnissen aus anderen Scherversuchen, dem normalen ebenen Torsionsversuch und dem einachsigen Zugversuch, verglichen.

7.4.1 Vorgehensweise zur Bestimmung von Spannung und Dehnung im Experiment

In den vorigen Abschnitten 7.3.1 und 7.3.2 wurde die inhomogene Spannungs- und Dehnungsverteilung in der Scherzone diskutiert. Um die Doppelstegprobe zur Fließkurvenermittlung zu verwenden, wird daher vorgeschlagen, die Schubspannung τ mittels **Gleichung 7.5** aus dem Drehmoment und den Probenabmessungen zu

berechnen. Diese Vorgehensweise stellt eine ausreichend gute Näherung dar, zumal die Spannung in der Scherzone ohnehin nicht direkt gemessen werden kann. Zur Umrechnung der Scherspannung zu einer Vergleichspannung wird isotropes Verhalten nach von Mises vorausgesetzt, sodass $\sigma_v = \sqrt{3} \cdot \tau$ gilt.

Die Berechnung der Dehnung aus dem Verdrehwinkel α mittels **Gleichung 7.4** führt nicht zu korrekten Ergebnissen. Daher wird die optische Dehnungsmessung zur Ermittlung der Formänderung empfohlen. Der Messbereich kann dabei unterschiedlich definiert werden. An dieser Stelle sollen zwei Varianten hinsichtlich ihrer Wiedergabegenauigkeit einer vorgegebenen Fließkurve diskutiert werden. Im ersten Fall soll die optische Dehnungsmessung Werte entlang des Längsschnitts (Schnitt 1, parallel zur Scherbewegung durch die Scherzonenmitte, vgl. **Bild 7.5a**) ausgewertet werden. Der Dehnungswert soll aus dem arithmetischen Mittel des Dehnungsverlaufs über die Schnittlänge ermittelt werden. Im zweiten Fall soll lediglich ein kleiner Messfleck von 0,5 mm Durchmesser im Zentrum der Scherzone zur Messung der Formänderung herangezogen werden.

Bild 7.11 zeigt das Ergebnis der beiden Vorgehensweisen für eine Beispielprobe aus dem Werkstoff DC06 mit der Blechdicke $t = 1$ mm. Obwohl zu verschiedenen Zeitpunkten leicht unterschiedliche Werte für die Dehnung ermittelt werden, unterscheiden sich die daraus entstehenden Fließkurven nicht signifikant voneinander. Erwartungsgemäß ergeben beide Verfahren eine identische Anfangsfließspannung. Im Bereich von $0,05 \leq \varphi \leq 0,4$ weist die Fließkurve unter Verwendung eines zentralen Messpunktes eine geringfügig höhere Spannung auf. Bemerkenswert ist in diesem Fall der erreichte Umformgrad von $\varphi \geq 0,6$ für beide Auswertungsmethoden. Da die ermittelten Fließkurven beider Vorgehensweisen nicht stark voneinander abweichen, kann für die Doppelstegprobe festgehalten werden, dass beide Methoden anwendbar sind. In den folgenden Untersuchungen wird zur Auswertung die Dehnung über den Längsschnitt gemittelt.

7.4.2 Vergleich mit der vollen Torsionsprobe

Die Methode zur Ermittlung von Fließkurven aus der Doppelstegprobe wird zunächst mittels eines Vergleichs mit der vollen ebenen Torsionsprobe (siehe Abschnitt 4.3.1) überprüft. **Bild 7.12** zeigt die unterschiedlichen Messungen für zwei Beispielwerkstoffe, den Tiefziehstahl DC06 und den hochfesten Dualphasenstahl DP600, jeweils mit einer Blechstärke von 1 mm. Zu diesem Vergleich wurde die volle Torsionsprobe mit der nachgeschalteten Dehnungsmessung ausgewertet. Es wurde jeweils isotropes Werkstoffverhalten angenommen. Für beide Blechwerkstoffe kann eine gute Übereinstimmung der Fließkurve aus der Doppelstegprobe mit der vollen Torsionsprobe festgestellt werden. Bei DC06 liegt der ermittelte

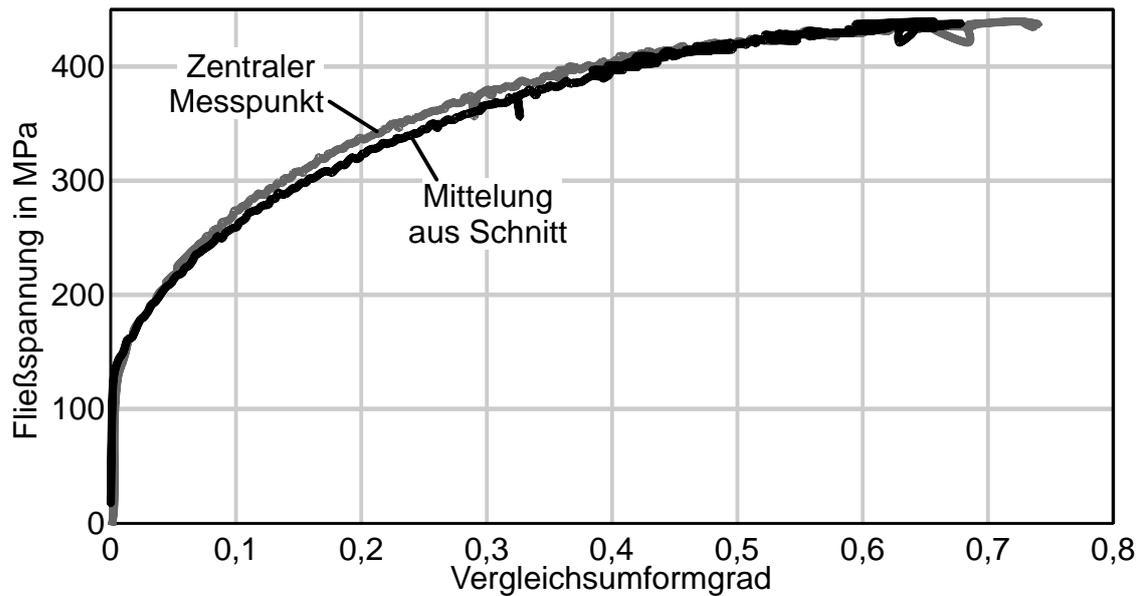


Bild 7.11: Vergleich der beiden Vorgehensweisen zur optischen Dehnungsmessung im Experiment für den Werkstoff DC06

Spannungsdehnungsverlauf bis zu einem Umformgrad von ca. $\varphi = 0,5$ gut übereinander. Danach sagt die Auswertung der Doppelstegprobe geringere Spannungen als die volle Geometrie voraus. Bei dem Stahl DP600 ist eine gute Übereinstimmung für den gesamten Verlauf der Fließkurve gegeben.

7.4.3 Vergleich mit den Ergebnissen des Zugversuchs

Bild 7.13 zeigt die ermittelten Fließkurven im Vergleich mit den Ergebnissen des Standard-Flachzugversuchs. Erneut sind als Beispiele die beiden Stahlwerkstoffe DC06 und DP600 ausgewählt. Während für DP600 eine gute Übereinstimmung der Fließkurven vorzufinden ist, weicht das Verfestigungsverhalten in der Doppelstegprobe deutlich von den Zug-Fließkurven ab. Obwohl die Anfangsfließspannung von ca. 135 MPa gefunden wird, ergeben sich im Verlauf der Deformation kleinere Werte für die Spannungen. Dass die Doppelstegprobe für DP600 eine gute Übereinstimmung mit dem Standard-Zugversuch liefert, jedoch nicht für DC06, kann an der unterschiedlich ausgeprägten Anisotropie der Blechwerkstoffe liegen. Auch ist es möglich, dass aufgrund dieser Anisotropie das Verfestigungsverhalten bei unterschiedlichen Belastungsarten verschieden ausgeprägt ist.

7.4.4 Vergleich mit anderen Scherversuchen

An dieser Stelle soll nun ein Vergleich der Doppelstegprobe mit dem Scherverversuch nach Miyauchi (1984) und der Probengeometrie nach ASTM B831 angestellt werden (Yin et al., 2014). Für den Werkstoff DC06, $t = 1$ mm, wurden diese

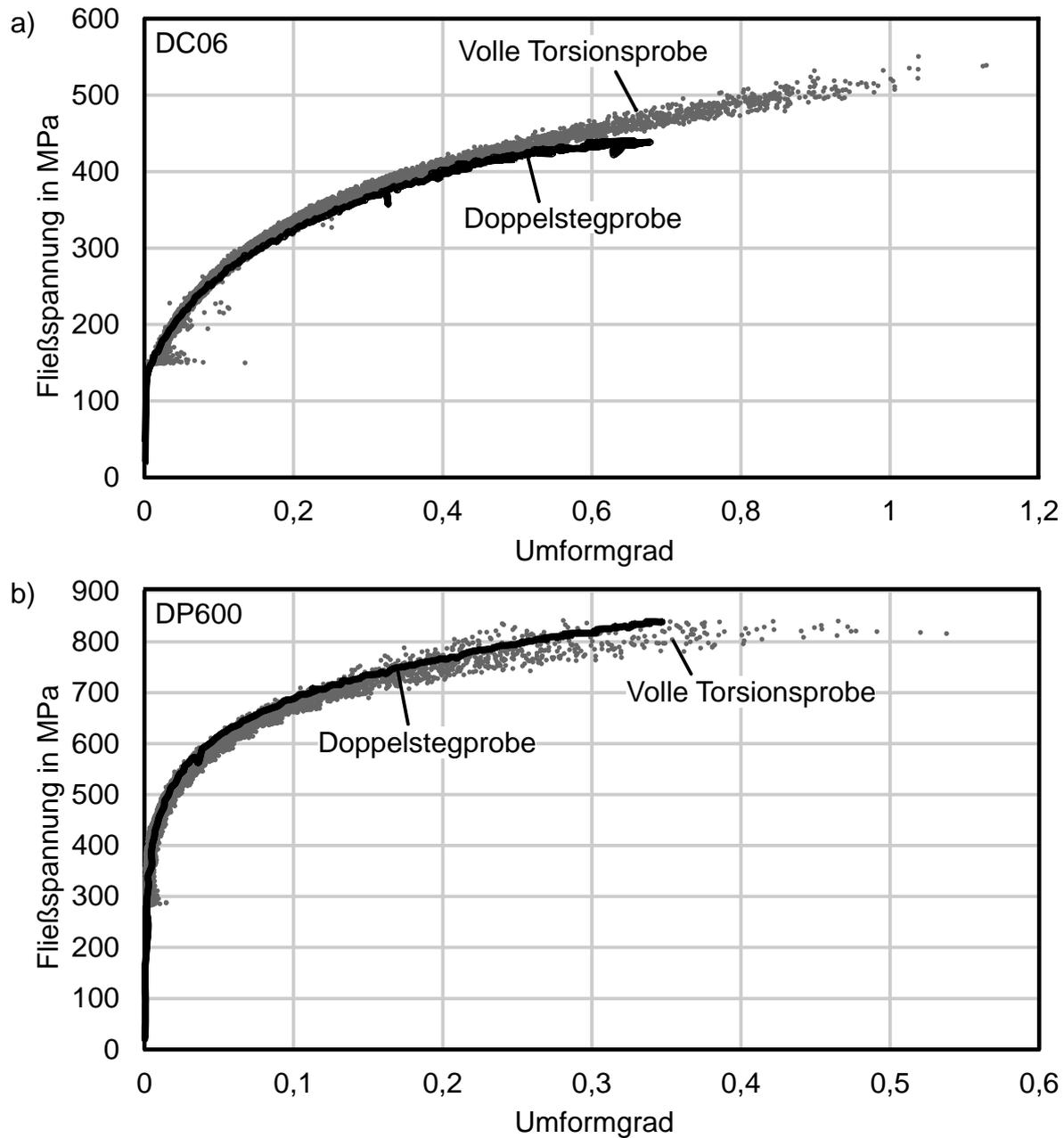


Bild 7.12: Vergleich der ermittelten Fließkurve aus der Doppelstegprobe mit der vollen Torsionsprobe für die Werkstoffe **a)** DC06, $t = 1$ mm und **b)** DP600, $t = 1$ mm

drei Scherversuche durchgeführt. Es wurden die jeweils von Zillmann et al. (2012) und Merklein et al. (2013) vorgeschlagenen Versuchsaapparaturen und Probengeometrien genutzt. Die Ergebnisse entstanden dementsprechend in Kooperation mit dem Institut für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnik der TU Chemnitz und dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Die Scherproben unterscheiden sich hinsichtlich der Scherzonengeometrie. Das Verhältnis von Länge zu Breite der Scherzone beträgt für die

Miyauchi-Probe 5:1, für die modifizierte ASTM-Probe ca. 2,94:1 und für die Doppelstegprobe ca. 7,5:1. **Bild 7.14** zeigt eine Übersicht aller drei Probengeometrien. Im Gegensatz zur Doppelstegprobe werden sowohl die Miyauchi-Probe als auch der

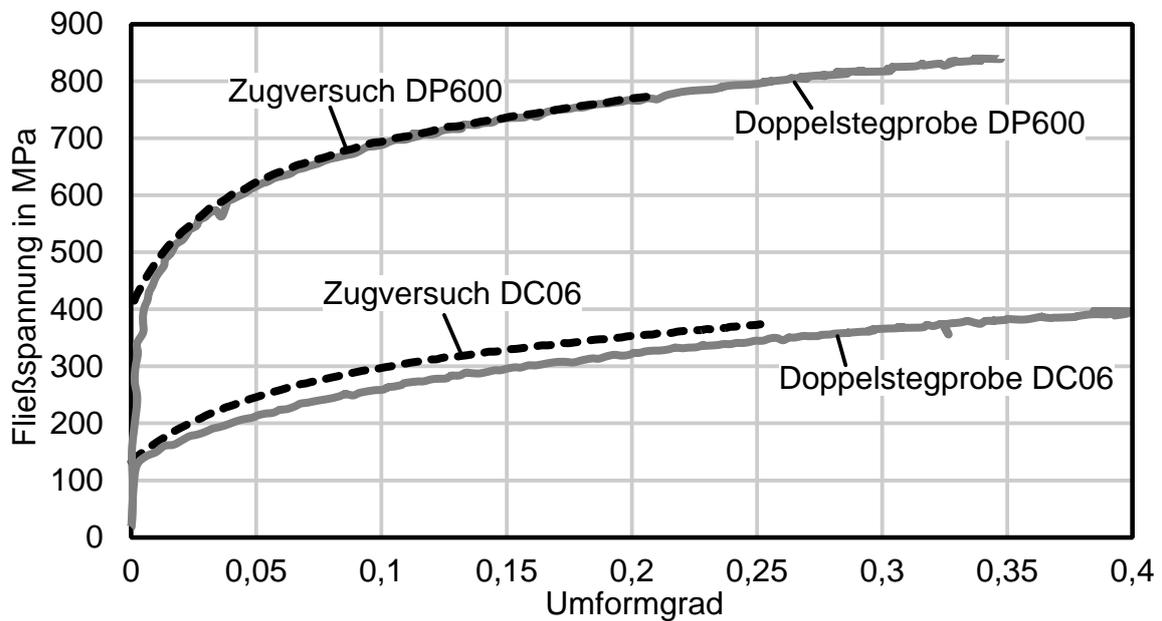


Bild 7.13: Vergleich der ermittelten Fließkurve aus der Doppelstegprobe mit den Ergebnissen des Zugversuchs für DC06 und DP600, jeweils Blechdicke $t = 1$ mm

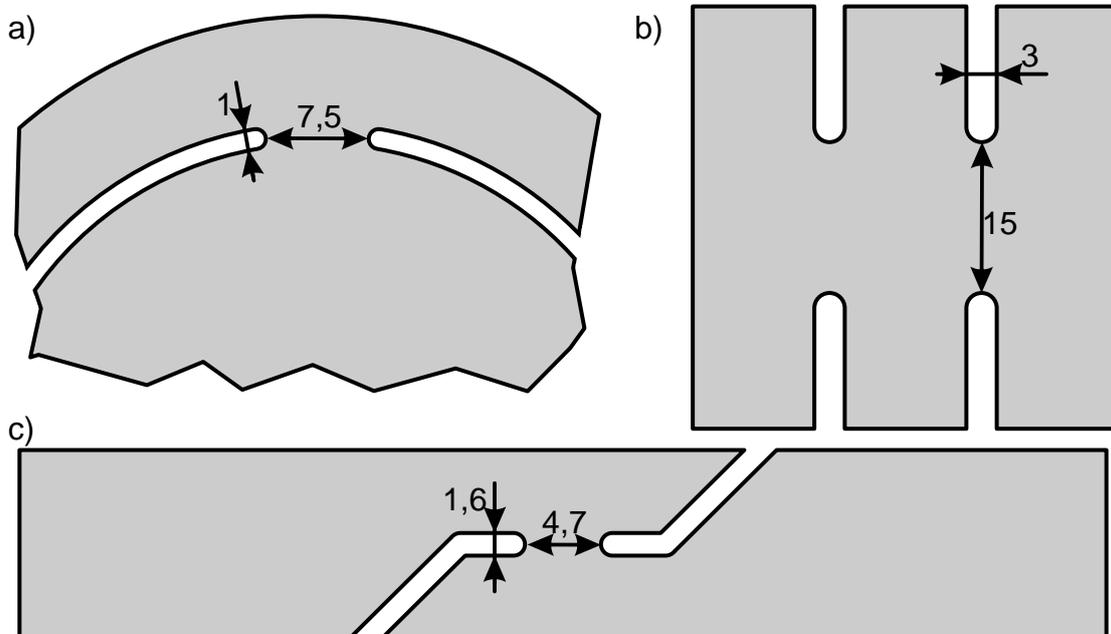


Bild 7.14: Prinzipskizze der Scherzonengeometrien der **a)** Doppelstegprobe, **b)** Miyauchi-Probe nach Zillmann et al. (2012) und **c)** ASTM-B831-Scherprobe mit Modifikation nach Merklein et al. (2013)

modifizierte ASTM-B831-Versuch mit Einspannungen nahe der Scherzone durchgeführt.

Die Dehnung in der Scherzone wurde mittels optischer Dehnungsmessung entsprechend der vorgeschlagenen Methode durch die Mittelwertbildung über den Längsschnitt der Scherzone berechnet. Die Spannungsberechnung für die Doppelstegprobe ist in Abschnitt 7.4.1 erläutert. Für die Miyauchi-Probe und die modifizierte ASTM-B831-Probe ergibt sich die Schubspannung aus dem Kraftsignal und der Scherfläche der Scherzone(n). **Bild 7.15** zeigt die drei Ergebnisse für die Fließkurve des Werkstoffes DC06 aus den drei Scherversuchen. Es kann eine sehr gute Übereinstimmung festgestellt werden. Während die ASTM-Probe und die Doppelstegprobe bis zu einem Umformgrad von 0,35 nahezu identisch verlaufen, zeigt das Ergebnis des Miyauchi-Versuchs leicht erhöhte Spannungswerte. Der Verlauf aller drei Kurven ist jedoch sehr ähnlich. Für die Doppelstegprobe kann in diesem Fall eine höhere Formänderung erreicht werden, da die Einspannung nicht wie bei den anderen Versuchen nahe der Scherzone greift. Daher kann mit einer zunehmenden Deformation die Scherzone rotieren und verzerrt werden, sodass das Ergebnis verfälscht sein kann. Diese Untersuchung zeigt jedoch, dass die drei betrachteten Scherversuche bis zu einem Umformgrad von ca. 0,4 sehr gut vergleichbare Ergebnisse für die Fließkurve liefert.

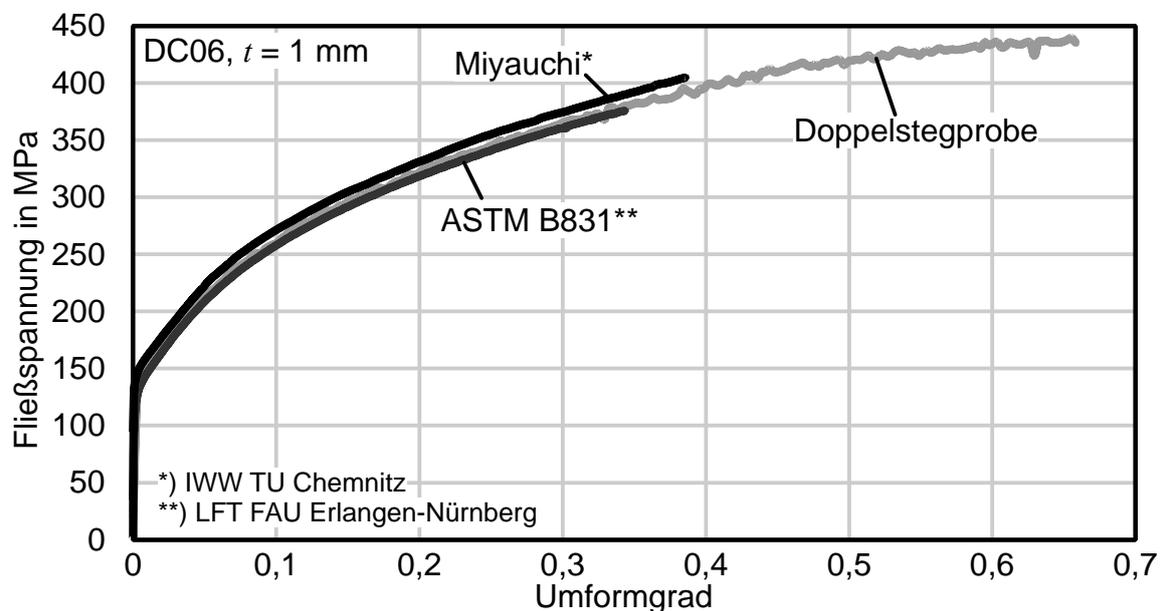


Bild 7.15: Vergleich der ermittelten Fließkurven für DC06 aus den drei Scherversuchen

7.5 Aufnahme zyklischer Scherkurven mit der Doppelstegprobe

Die Anwendung der Doppelstegprobe mit zyklischer Scherbelastung kann zur Charakterisierung der kinematischen Verfestigung eines Werkstoffes dienen. Die in Abschnitt 7.4.1 vorgeschlagene Methode zur Ermittlung von Spannung und Dehnung ist auch bei Lastrichtungswechsel-Versuchen anwendbar. Die Auswertung zur Erhaltung einer zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve aus der Doppelstegprobe kann auf dieselbe Weise wie bei der Fließkurvenermittlung bei monotoner Belastung geschehen.

Für die Werkstoffe DP600, AA5182 und AA6016 wurden entsprechende Kurven aufgenommen und in **Bild 7.16** bis **7.18** jeweils im direkten Vergleich mit Ergebnissen der vollen Torsionsprobe dargestellt. Hierfür wurde jeweils eine Vordehnung von $\varphi \approx 0,15$ angestrebt. Es zeigt sich, dass die Doppelstegprobe ebenfalls geeignet ist, zyklische Fließkurven aufzunehmen. Verglichen mit der vollen Torsionsprobe kann eine sehr gute Übereinstimmung der Kurvenverläufe gefunden werden, sowohl für die Vorwärtsbelastung als auch während und nach der Lastumkehr. Vorteilhaft gegenüber der vollen Probe ist die sehr große Rückdeformation, welche nicht durch Rutschen der inneren Einspannung oder zu geringes Verfestigungsvermögen des Werkstoffes begrenzt wird. Der sich einstellende Bauschinger-Effekt ist in gleicher Ausprägung zu sehen. Für DP600 beginnt bei beiden Probenvarianten der sanfte Übergangsbereich bei einem Spannungswert von ca. -300 MPa. Der treppenförmige Verlauf bei AA5182 in der vollen Torsionsprobe aufgrund der dynamischen Reckalterung ist in der Doppelstegprobe nicht deutlich wiedererkennbar (**Bild 7.17**). Doch auch hier lässt sich eine Ausfransung des Kurvenverlaufs feststellen. Bei den aufgenommenen Kurven von AA6016 (**Bild 7.18**) ist das ermittelte Spannungsniveau der Doppelstegprobe geringfügig niedriger. Jedoch ist das Verhältnis der Fließspannungen vor und nach der Lastumkehr identisch zur vollen Probe.

Dies ist insbesondere in Bezug auf den Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven mit dem Zug-Druck-Versuch in Abschnitt 6.4 interessant. Dort wurde ein ausgeprägter Bauschinger-Effekt bei zyklischer einachsiger Belastung festgestellt (siehe **Bild 6.8** bis **6.10**). Der ebene Torsionsversuch liefert jedoch für beide Probenvarianten zueinander konsistente Ergebnisse, obwohl die Doppelstegprobe aufgrund der Inhomogenität der Scherzone und der diskreten Richtung der Scherung eine andere Charakteristik aufweist. Die Unterschiede der kinematischen Verfestigung im Vergleich zum Zug-Druck-Versuch sind somit nicht durch die Anisotropie zu erklären. Dies ist somit ein weiteres Indiz für die Abhängigkeit des kinematischen Verfestigungsverhaltens vom jeweiligen Spannungszustand.

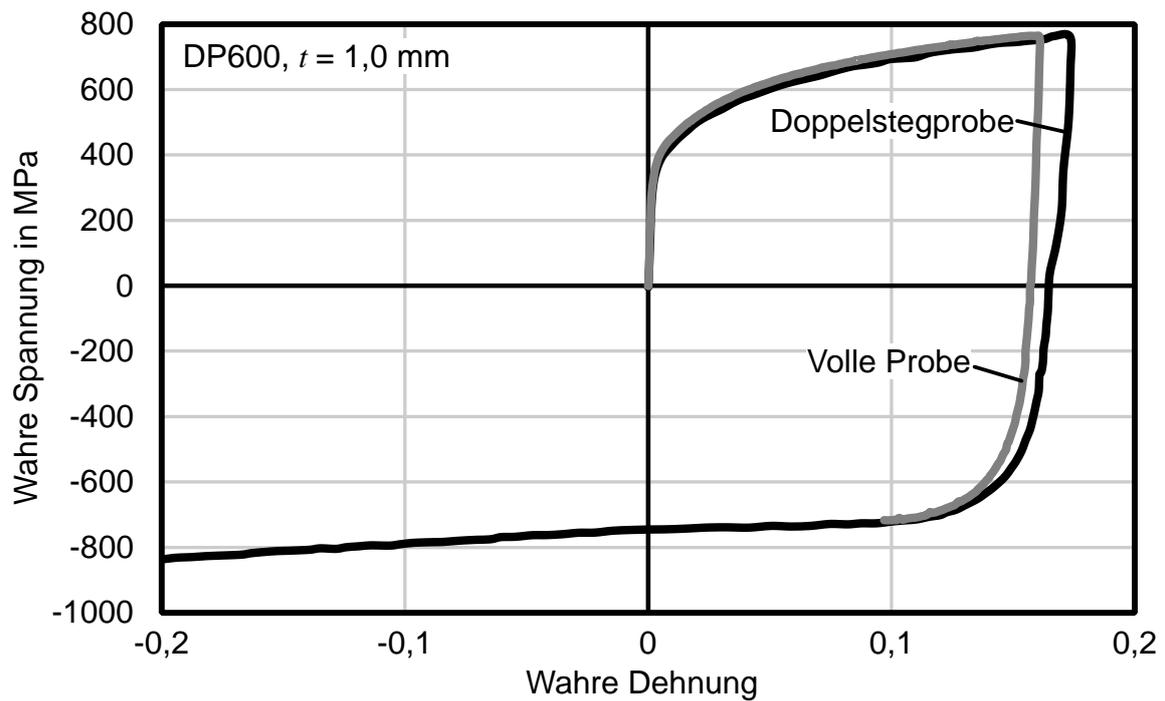


Bild 7.16: Vergleich der ermittelten zyklischen Scherkurven zwischen Doppelstegprobe und voller Torsionsprobe für den Werkstoff DP600

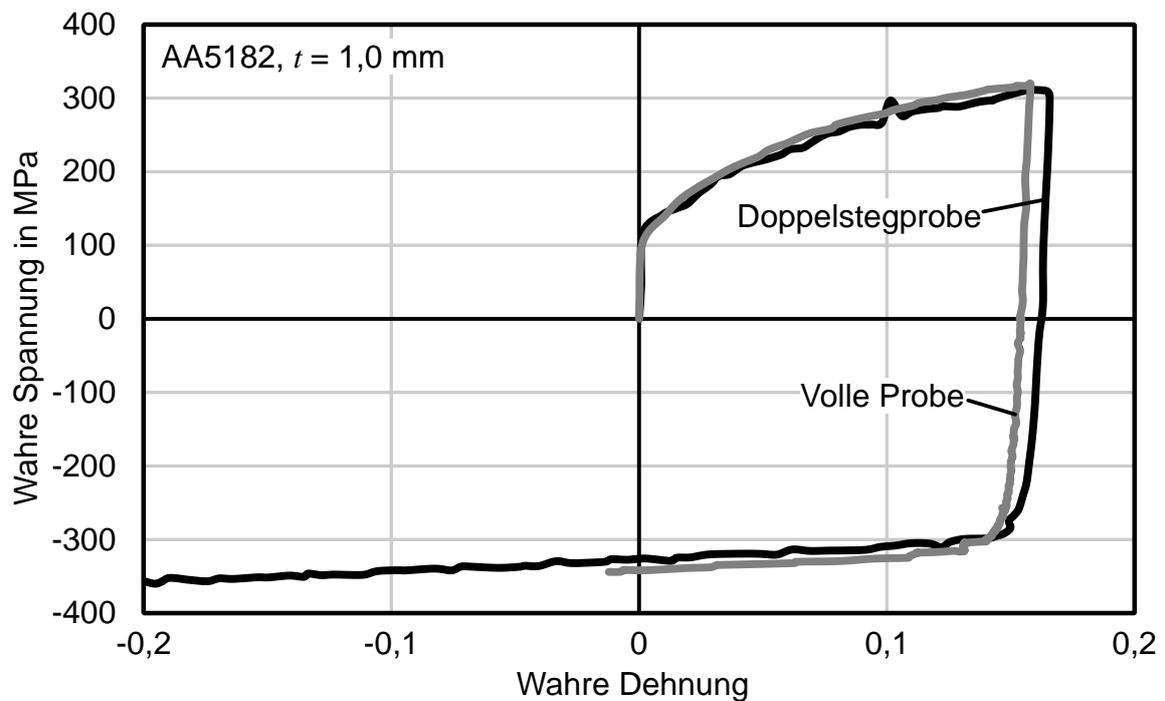


Bild 7.17: Vergleich der ermittelten zyklischen Scherkurven zwischen Doppelstegprobe und voller Torsionsprobe für den Werkstoff AA5182

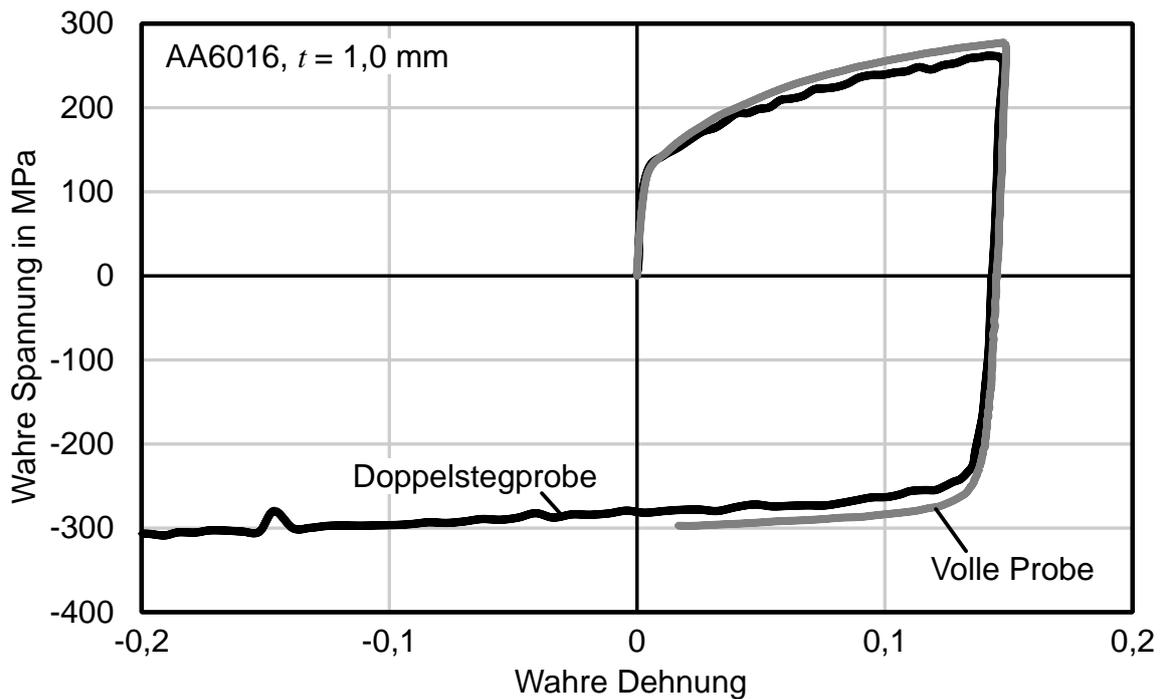


Bild 7.18: Vergleich der ermittelten zyklischen Scherkurven zwischen Doppelstegprobe und voller Torsionsprobe für den Werkstoff AA6016

7.6 Identifikation kinematischer Verfestigungsparameter ohne optische Dehnungsmessung

Nicht immer ist eine optische Dehnungsmessung gewünscht oder verfügbar. In diesem Abschnitt wird daher eine Methode zur Identifikation entsprechender Kennwerte vorgeschlagen, welche auf einer inversen Vorgehensweise beruht. Diese Ergebnisse wurden in der Arbeit von Yin et al. (2012b) veröffentlicht.

7.6.1 Vorgehensweise

Die hier vorgeschlagene Methode verzichtet auf die optische Dehnungsmessung in der Scherzone. Sie ist deshalb insbesondere dann anwendbar, wenn kein System zur optischen Dehnungsmessung vorhanden oder der Einsatz nicht gewünscht ist. Als Messdaten werden lediglich das Drehmoment M und der Drehwinkel α benötigt, welche über die im Versuchsstand integrierte Messsysteme erfasst werden. Anstatt eine direkte Auswertung der Spannungen und Dehnungen anzustreben, wird über die Optimierung der Ausgabewerte einer numerischen Simulation die Parameteridentifikation betrieben. Dazu wird die Doppelstegprobe als Berechnungsmodell für den FE-Software ABAQUS Explicit erstellt. **Bild 7.19** zeigt die Vernetzung, welche nur den nicht unter der Einspannung befindlichen Teil der Probe umfasst. Die Randbedingungen werden auf die Knoten am inneren und äußeren Rand des

Probenrings definiert. Über eine Vorgabe der Rotationsbewegung am Außenrand wird als Reaktion ein resultierendes Drehmoment aufgetragen. Durch den Vergleich der Drehwinkel-Drehmomentkurve zwischen Experiment und Simulation wird eine iterative Optimierung der Werkstoffparameter erreicht. Das verwendete Werkstoffmodell ist ein kombiniert-isotrop-kinematisches Verfestigungsmodell. Der isotrope Anteil der Verfestigung wird über den Ansatz nach Voce (1948) berechnet. Für die kinematische Verfestigung kommt das Armstrong-Frederick-Modell (Frederick und Armstrong, 2007) zum Einsatz. Details zu der Werkstoffmodellierung und der numerischen Implementierung sind in Yin et al. (2012b) dargelegt.

7.6.2 Ergebnisse

In **Bild 7.20** ist für die zwei Stahlwerkstoffe DC06 und DP600 das Ergebnis der Optimierung im Vergleich mit dem experimentellen Verlauf von Drehmoment und Drehwinkel abgebildet. Zudem ist das rein isotrope Verfestigungsverhalten in den Diagrammen enthalten. Wenn die Kurvenverläufe des gewählten kombiniert isotrop-kinematischen Verfestigungsmodells mit dem Experiment verglichen werden, so lässt sich zunächst eine gute Übereinstimmung in der Vorwärtsbelastung feststellen, sowohl für das kombiniert isotrop-kinematische Modell als auch für das Modell der reinen isotropen Verfestigung. Die Rückbelastung erfährt in den Experimenten frühzeitig eine Abweichung von der elastischen Gerade, insbesondere für DP600. Diesen sanften Übergang sowie den Punkt bei erneutem Übergang zum plastischen Fließen kann aufgrund der Modellbeschränkungen von Armstrong-Frederick nicht exakt wiedergegeben werden. Das Spannungsniveau bei der Rückbelastung kann im weiteren Verlauf erreicht werden. Gegenüber einer ausschließlich

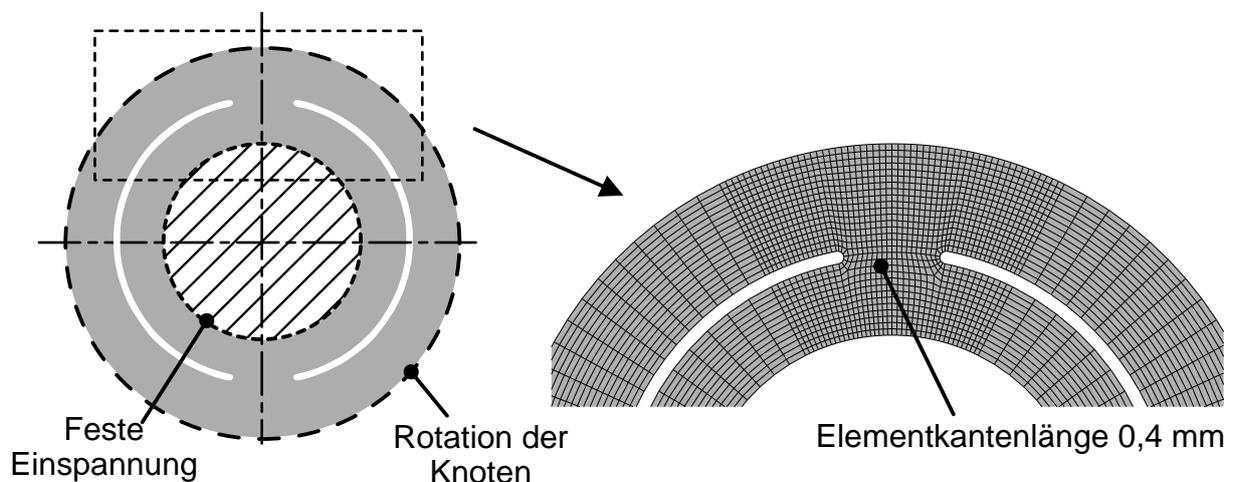


Bild 7.19: Vernetzung der Doppelstegprobe für die inverse Identifikation der kinematischen Verfestigung

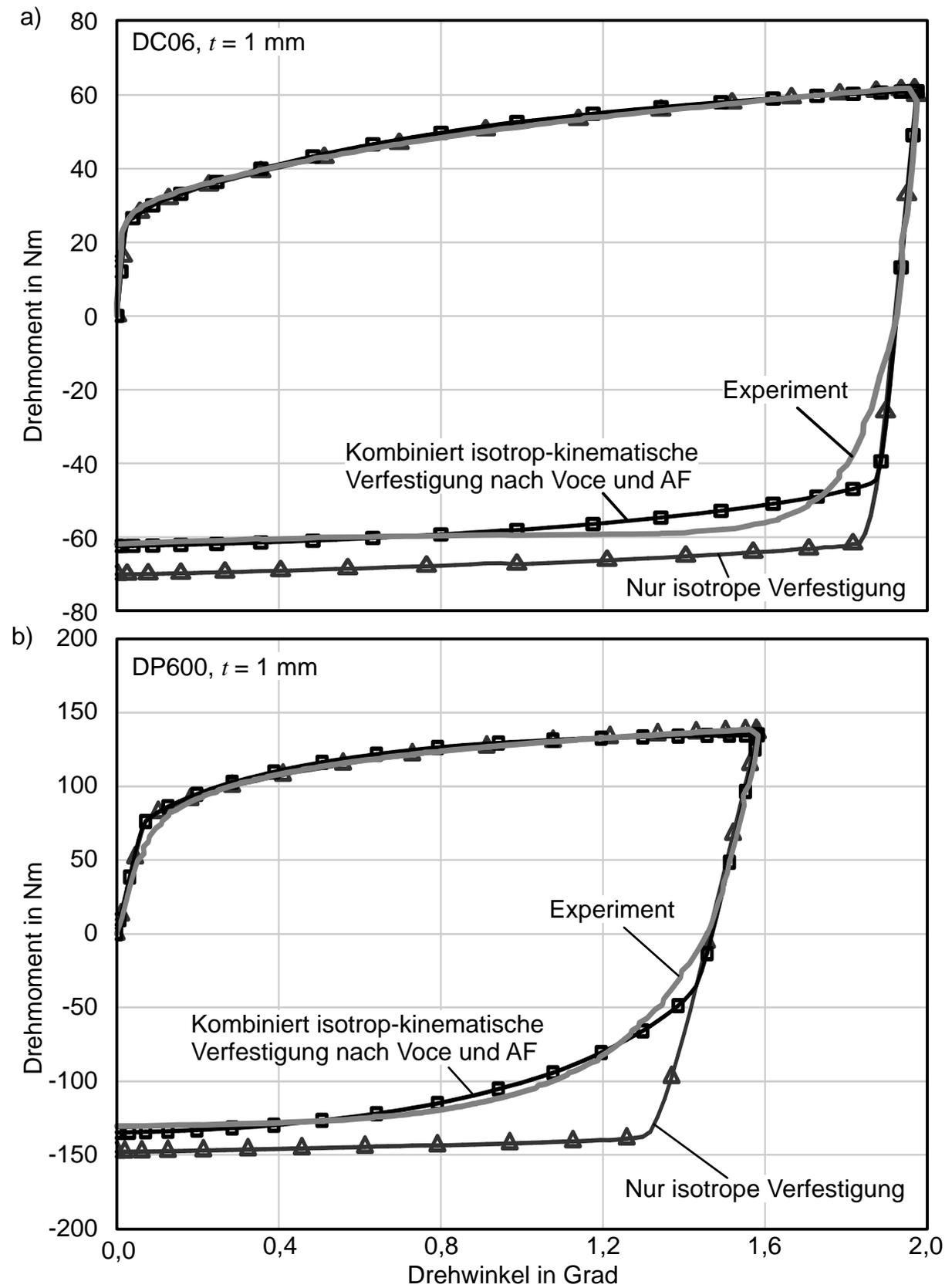


Bild 7.20: Ergebnis der Parameteridentifikation im Vergleich mit ausschließlich isotroper Verfestigung und den experimentellen Daten für die Werkstoffe a) DC06 und b) DP600

isotropen Verfestigung kann bei der Rückbelastung jedoch eine deutlich verbesserte Übereinstimmung mit der experimentellen Kurve erreicht werden.

Zur Überprüfung der identifizierten Parameter wird ein numerisches Ein-Element-Modell aufgebaut, welches einer einachsigen Zugbeanspruchung ausgesetzt wird. Der resultierende Spannungs-Dehnungsverlauf wird in **Bild 7.21** mit experimentell ermittelten Kurven des Zugversuchs verglichen. Gute Übereinstimmung kann für beide Stahlwerkstoffe gefunden werden.

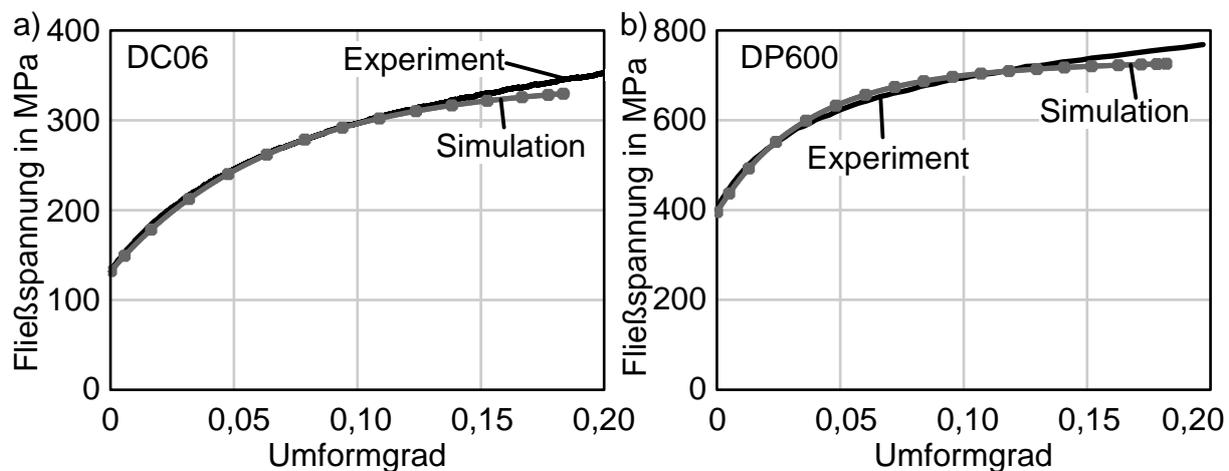


Bild 7.21: Vergleich der ermittelten kombiniert-isotrop-kinematischen Verfestigung mit der Fließkurve aus dem einachsigen Zugversuch für die Werkstoffe a) DC06 und b) DP600

Das Ergebnis dieser beiden geprüften Werkstoffe zeigt grundsätzlich, dass die Doppelstegprobe zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung geeignet ist. Die perfekte Abbildung des Werkstoffverhaltens konnte mittels des gewählten Armstrong-Frederick-Ansatzes nicht gefunden werden. Auch ist die Verwendung der Fließkurvenapproximation nach Voce (1948) für den isotropen Anteil der Verfestigung nicht zwingend für die geprüften Werkstoffe. Aufgrund des geringen Verfestigungspotenzials des Voce-Ansatzes sind Alternativen wie die Approximation nach Hockett-Sherby oder Swift denkbar. Es gilt jedoch zu beachten, dass die identifizierten Kennwerte für die kinematische Verfestigung stets in Kombination mit dem isotropen Anteil zu sehen sind. Die gewählte Vorgehensweise ist deshalb nur eine von mehreren Möglichkeiten, entsprechende Parameter zu finden. Es ist zu erwarten, dass die Wahl eines flexibleren Werkstoffmodells das Ergebnis verbessern kann. Zudem ist die Ermittlung der Spannungs- und Dehnungskurven anstatt der Moment- und Winkelmessung eine Alternative zu der vorgeschlagenen Methodik.

7.7 Fazit

Mit der Modifikation des ebenen Torsionsversuchs zur Doppelstegprobe ist ein neuer Scherversuch für Blechwerkstoffe entstanden. Die Eigenschaften dieser neuartigen Probengeometrie wurden in diesem Kapitel detailliert untersucht.

- **Geometrie:** Die Doppelstegprobe lässt sich mit derselben Versuchskinetik wie die konventionelle ebene Torsionsprobe prüfen. Durch die Lokalisation der Scherdehnung in den beiden Stegen ist eine definierte Scherrichtung gegeben. Eine Mittelwertbildung bei der Spannungsberechnung über den gesamten Umfang findet nicht statt. Diese Probe ist somit geeignet, bei anisotropen Werkstoffen den Fließwiderstand bei Scherung einer definierten Richtung zu bestimmen. Vorteilhaft gegenüber anderen Scherversuchen ist das Fehlen eines ungewollten Reaktionsmoments, sodass geringere Anforderungen an Einspannwerkzeuge und Führungen bestehen. Im Gegensatz zur Probe nach Miyauchi sind beide Scherstege gleichsinnig belastet, sodass auch unter diesem Aspekt keine Mittelwertbildung zweier entgegengesetzter Beanspruchungen entsteht. Zudem ist die Probengeometrie ohne Abstützung für zyklische Belastungen geeignet.
- **Spannungs- und Dehnungsberechnung:** Theoretische Zusammenhänge zur Berechnung der Spannung und Dehnung aus dem aktuellen Drehmoment und Drehwinkel sowie den Probenabmessungen wurden eingeführt. Die tatsächlich auftretende Verteilung von Spannung und Dehnung wurde mittels numerischer Simulation und experimenteller Messungen bestimmt. Es konnte gezeigt werden, dass die theoretisch berechnete Scherspannung als guter Mittelwert für die tatsächlich vorliegende Verteilung der Schubspannung verwendet werden kann. Die theoretische Dehnungsberechnung anhand des Drehwinkels ist aufgrund des großen Abstandes zu den Einspannungen nicht anwendbar. Die Nutzung der optischen Dehnungsmessung ist daher erforderlich für die Versuchsdurchführung.
- **Fließkurvenermittlung:** Eine Vorgehensweise für die Versuchsauswertung mittels optischer Dehnungsmessung wurde vorgeschlagen und für die Ermittlung von Scherfließkurven eingesetzt. Im Vergleich mit den Ergebnissen der vollen Torsionsprobe, des einachsigen Zugversuchs und anderen Scherversuchen (Miyauchi und ASTM B831) konnte gute Übereinstimmung der Fließkurven gefunden werden. Die Doppelstegprobe kann daher als gleichwertige Alternative zu bestehenden Blechprüfverfahren verwendet werden. Zudem kann mit dieser Geometriemodifikation das erforderliche Drehmoment im Vergleich zur vollen Torsionsprobe stark reduziert werden, sodass auch Werkstoff-

fe mit höheren Festigkeiten und Blechdicken ohne die Gefahr des Durchrutschens geprüft werden können. Die erzielbare Formänderung ist aufgrund der auftretenden Randeffekte geringer als beim normalen ebenen Torsionsversuch, jedoch deutlich höher als im einachsigen Zugversuch.

- **Kinematische Verfestigung:** Die Doppelstegprobe kann zur Messung zyklischer Scherfließkurven verwendet werden. Die Ergebnisse stimmen dabei gut mit denen der vollen Torsionsprobe überein. Darüber hinaus wurde eine inverse Vorgehensweise vorgestellt, die in der Lage ist, kinematische Verfestigungsparameter ohne Verwendung der optischen Dehnungsmessung zu identifizieren.

8 Charakterisierung der Schädigung unter idealer Scherbelastung

Die Versagensprüfung unter definiert konstanten Werten für Triaxialität η und Lode-Parameter L ist für Blechwerkstoffe sehr schwierig. Insbesondere für den Scherspannungszustand mit $\eta = 0$ und $L = 0$ sind die bekannten experimentellen Vorgehensweisen aufwendig und nicht zufriedenstellend. Auch die bisherigen Ansätze des ebenen Torsionsversuchs sind für diesen Zweck unzureichend. In diesem Kapitel wird daher eine neuartige Probengeometrie für den ebenen Torsionsversuch vorgestellt, mit der die ideale Scherbelastung bis zum Versagen gewährleistet wird. Nach der Beschreibung der Probengeometrie wird eine numerische Analyse des Spannungszustands durchgeführt. Die Erreichbarkeit des Scherversagens wird an verschiedenen Werkstoffen geprüft und diskutiert. Es wird gezeigt, dass diese modifizierte Torsionsprobe Scherversagen reproduzierbar hervorrufen kann. Zum Abschluss wird die Eignung dieser Probengeometrie zur Fließkurvenermittlung für hochfeste Werkstoffe anhand eines Beispiels diskutiert.

8.1 Idee der Ringkerbe

Die in Abschnitt 2.4 aufgeführten Versuchsgeometrien der „Butterfly“-Probe nach Bao und Wierzbicki (2004), Mohr und Henn (2007) und Dunand und Mohr (2011) sollen das Versagen unter reiner Scherbelastung für Blechwerkstoffe erzeugen. Dennoch sind Randeffekte nicht vollständig auszuschließen, sodass ein Störeinfluss nicht komplett vermeidbar ist. Der ebene Torsionsversuch kann hierbei eine Lösung bieten. Angelehnt an die Ansätze zur Torsion von Rohren mit Umfangsnuten nach Graham et al. (2012) kann eine Ringkerbe auf die Torsionsprobe aufgebracht werden, um den Ort der Rissentstehung außerhalb des Einflussbereichs der inneren Einspannung zu positionieren. **Bild 8.1** zeigt die Idee der Ringnut am ebenen Torsionsversuch. Eine Nut mit runder Profilgeometrie wird auf einer Kreisbahn einseitig aus der Torsionsprobe geschnitten. Der Nutradius r_n und die Nuttiefe t_n definieren dabei die Geometrie der Ringkerbe. Der Bahndurchmesser beträgt d_b und sollte so gewählt werden, dass die Nut außerhalb der inneren Einspannung liegt. Die Ringkerbe der Torsionsprobe ist so zu gestalten, dass die maximale Schubspannung am Boden der Nut mit der reduzierten Blechstärke t_r auftritt. Da die Schubspannung von der radialen Position r abhängt (siehe **Gleichung 2.49**), darf d_b nicht zu groß sein. Nur dann ist gewährleistet, dass plastisches Fließen und Rissinitiierung im Be-

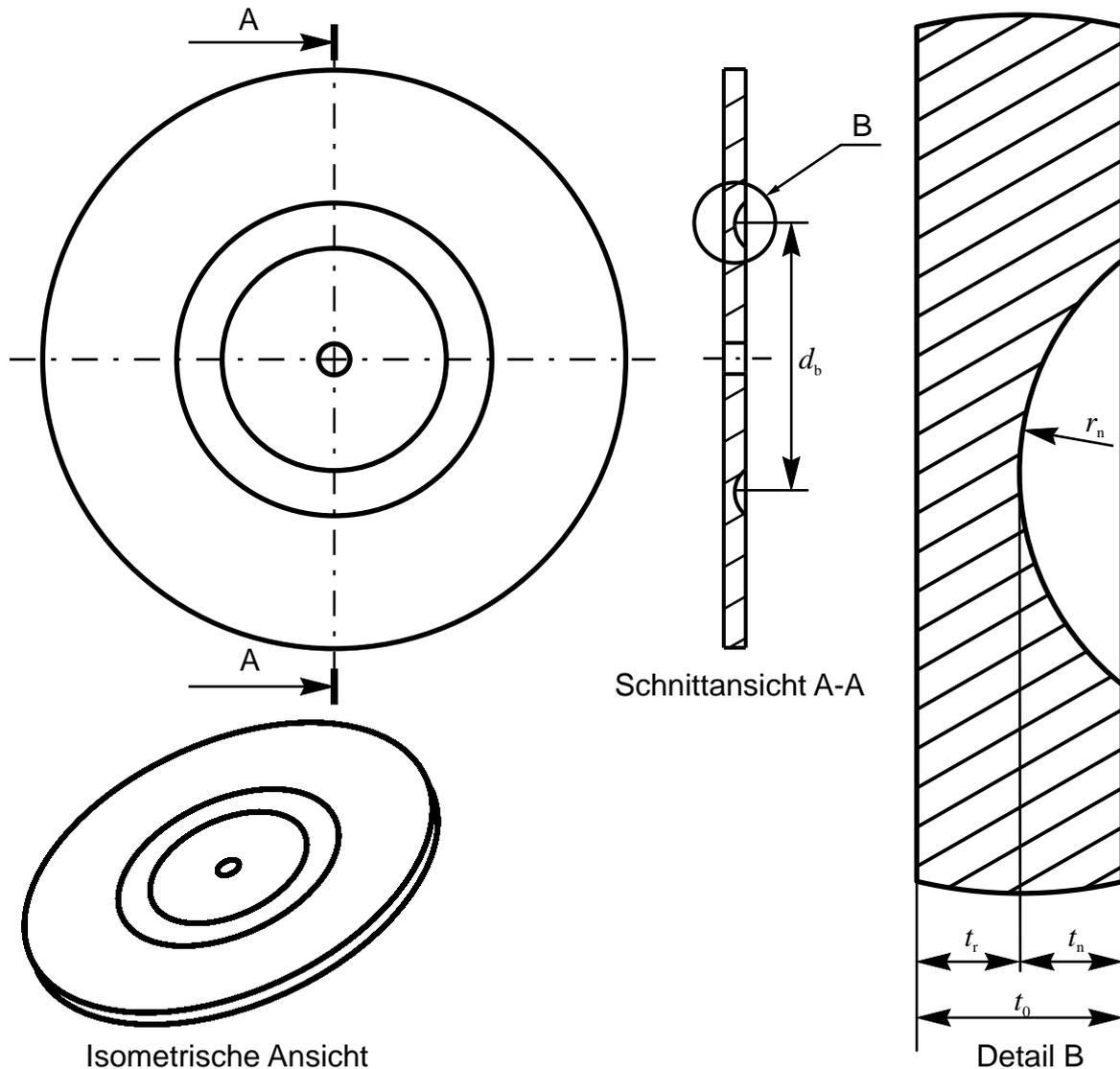


Bild 8.1: Idee und Maße einer ebenen Torsionsprobe mit Ringnut

reich der Ringkerbe liegen. Im Gegensatz zum Ansatz von Gese et al. (2007), bei dem eine Rundnut mit Rechteck-Querschnitt verwendet wird, ist bei einer runden Querschnittsgeometrie keine starke Kerbwirkung zu erwarten.

8.2 Numerische Analyse des Spannungszustandes in der Nut

Um zu überprüfen, ob am Boden der Ringkerbe die gewünschte ideale ebene Scherspannung herrscht, soll eine numerische Analyse durchgeführt werden. Zu diesem Zweck wird das Modell der gekerbten Torsionsprobe für das FEM-Programm ABAQUS Standard aufgebaut. In **Bild 8.2** ist das FE-Modell im belasteten und unbelasteten Zustand dargestellt. Abgebildet wurde eine Torsionsprobe mit den

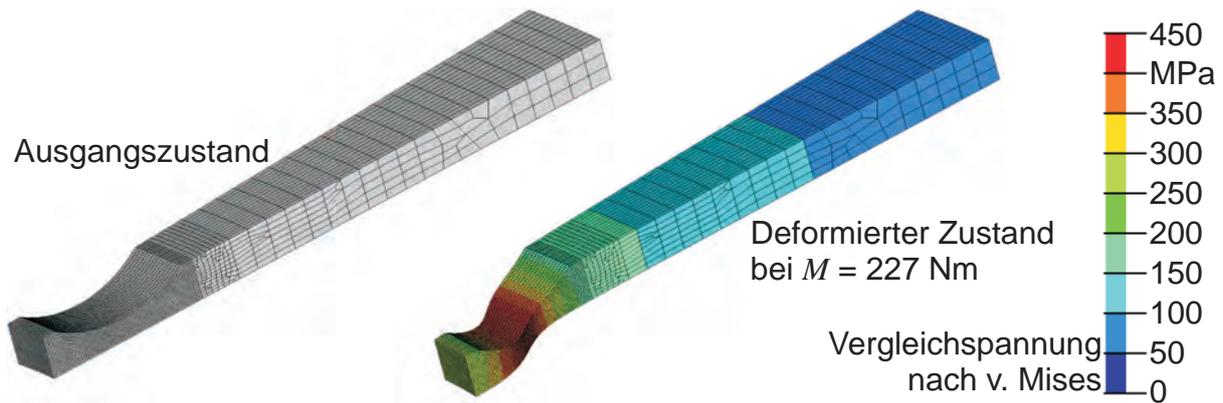


Bild 8.2: FE-Modell für ABAQUS unter Ausnutzung der „Cyclic Symmetry“ im Ausgangs- und deformierten Zustand; größte Vergleichsspannung tritt in der Nut auf.

Einspannradien $r_i = 15$ mm und $r_a = 30$ mm. Das Blech besitzt eine Ausgangsblechdicke $t_0 = 1$ mm, welches an der dünnsten Stelle um die Nuttiefe $t_n = 0,5$ mm reduziert ist. Der Nutbahndurchmesser beträgt $d_b = 34$ mm. Durch die Rotationssymmetrie kann die Option „Cyclic Symmetry“ genutzt werden, sodass nur ein kleiner Winkelausschnitt von 5° vernetzt wurde, was $\frac{1}{72}$ der gesamten Probe entspricht. Als Werkstoffmodell wurde isotropes Fließen und die Fließkurve von DC06 verwendet. Bei der dargestellten Deformation beträgt das entsprechende Drehmoment $M = 227$ Nm. Der dargestellte deformierte Zustand zeigt die Spannungsverteilung über der Probe. Es ist erkennbar, dass die größte Spannung an der dünnsten Stelle in der Nut auftritt. Somit findet die plastische Umformung im Kerbbereich statt. Randeffekte durch die innere Einspannung sind an dieser Stelle daher nicht zu erwarten. Um den Spannungszustand im Kerb zu überprüfen, werden drei Schnitte senkrecht zur Blechebenen-Richtung angelegt. **Bild 8.3** zeigt die Verläufe der Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 entlang dieser Schnitte. Der erste Schnitt befindet sich auf der Position des inneren Kerbrands bei $r \approx 15,35$ mm. Die Blechdicke beträgt an dieser Stelle mit $t = t_0 = 1$ mm. Die Hauptspannungen entlang dieses Schnitts sind nicht konstant. Während für die mittlere Hauptspannung $\sigma_2 \approx 0$ gilt, steigen die Beträge für σ_1 und σ_3 von ca. 122 MPa auf der Oberseite der Probe bis zu 173 MPa am Ende des Schnitts an. σ_1 und σ_2 sind jedoch entgegengesetzt gleich groß. Damit kann eine reine Schubbelastung festgestellt werden. Der zweite Schnitt befindet sich bei einem Radius $r \approx 16,15$ mm, wo die verbleibende Blechdicke ca. 0,62 mm beträgt. Der dritte Schnitt liegt an der Stelle der dünnsten Blechdicke mit $r = 17$ mm und $t = t_r = 0,5$ mm. Es lässt sich für beide Schnitte feststellen, dass weiterhin $\sigma_1 \approx -\sigma_3$ gilt, während $\sigma_2 \approx 0$ bleibt. Dabei zeigen alle Hauptspannungen einen nahezu konstanten Verlauf. In **Bild 8.4** sind die Verläufe

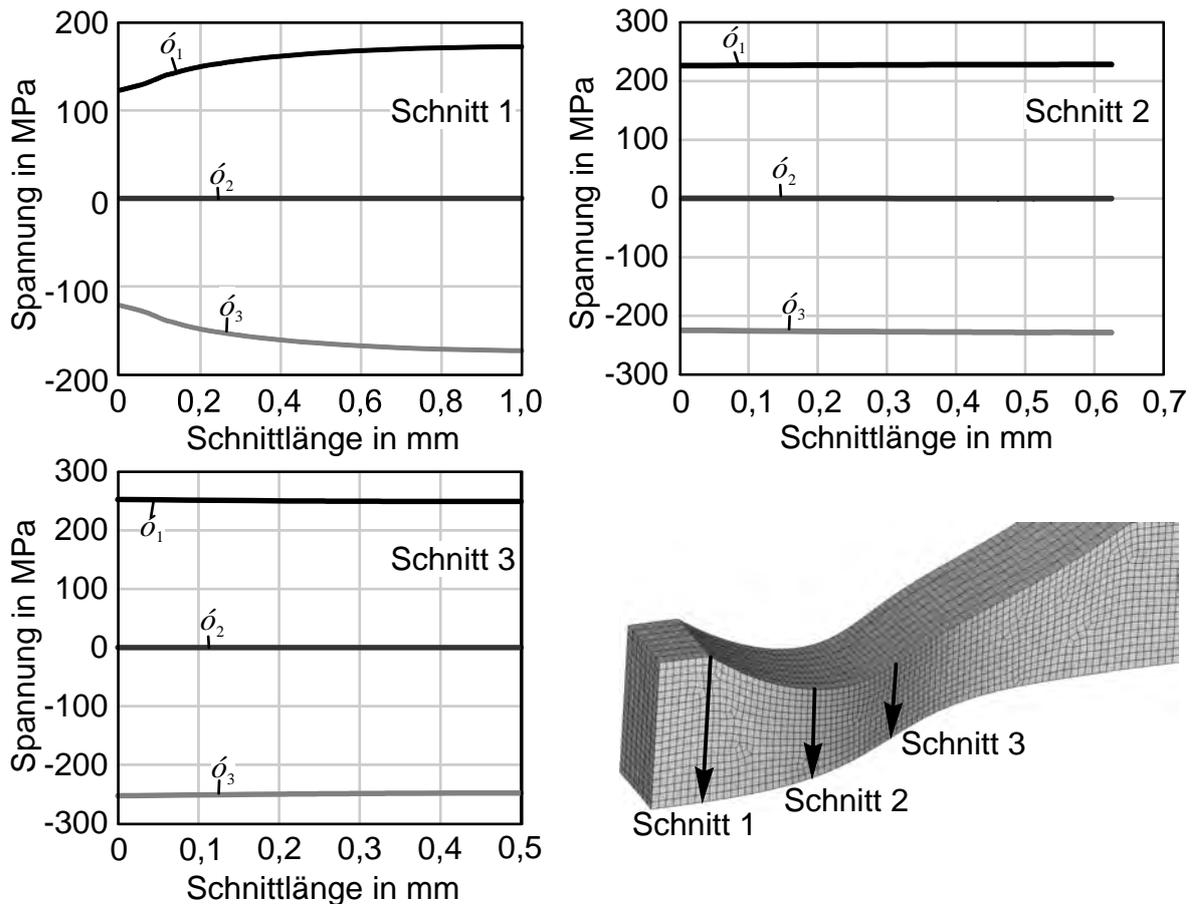


Bild 8.3: Verlauf der Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 entlang a) Schnitt 1, b) Schnitt 2 und c) Schnitt 3; d) Lage der drei Schnitte in der Probe

der Triaxialität η und des Lode-Parameters L entsprechend ihrer Definition nach **Gleichung 2.30** und **2.31** entlang der drei Schnitte in der Simulation aufgetragen. An Schnitt 3 sind Werte von $-0,001 < \eta < 0,001$ und $-0,002 < L < 0,002$ vorzufinden. Die Scherbelastung ist an dieser Stelle annähernd perfekt. Da sich beide Werte auch für Schnitt 1 und Schnitt 2 in der Größenordnung von wenigen Tausendstel befinden, kann für den gesamten Nutbereich von idealer Scherung ausgegangen werden, sodass $\sigma_1 = -\sigma_3 = \tau_{xy}$ und $\sigma_2 = \sigma_z = 0$ gilt.

Es ist weiterhin zu klären, ob die Höhe der Scherspannung im Bereich der Nut mit der **Gleichung 2.49** anhand der lokalen Blechstärke t und dem Radius r berechnet werden kann, ohne dass eine Spannungsüberhöhung durch Kerbwirkung das Ergebnis verfälscht. In **Tabelle 8.1** werden die Ergebnisse aus der numerischen Simulation der theoretischen Schubspannung gegenübergestellt. Die Werte in Schnitt 1 beim Kerbrand sind nicht konstant. Die theoretisch berechnete Schubspannung von 154 MPa liegt zwar im Bereich der numerisch ermittelten Spannungen, kann jedoch nicht verwendet werden. Im Schnitt 2 ist die theoretisch berechnete Schubspannung geringfügig niedriger als die Ergebnisse der Simulation. An dieser Stelle kann die

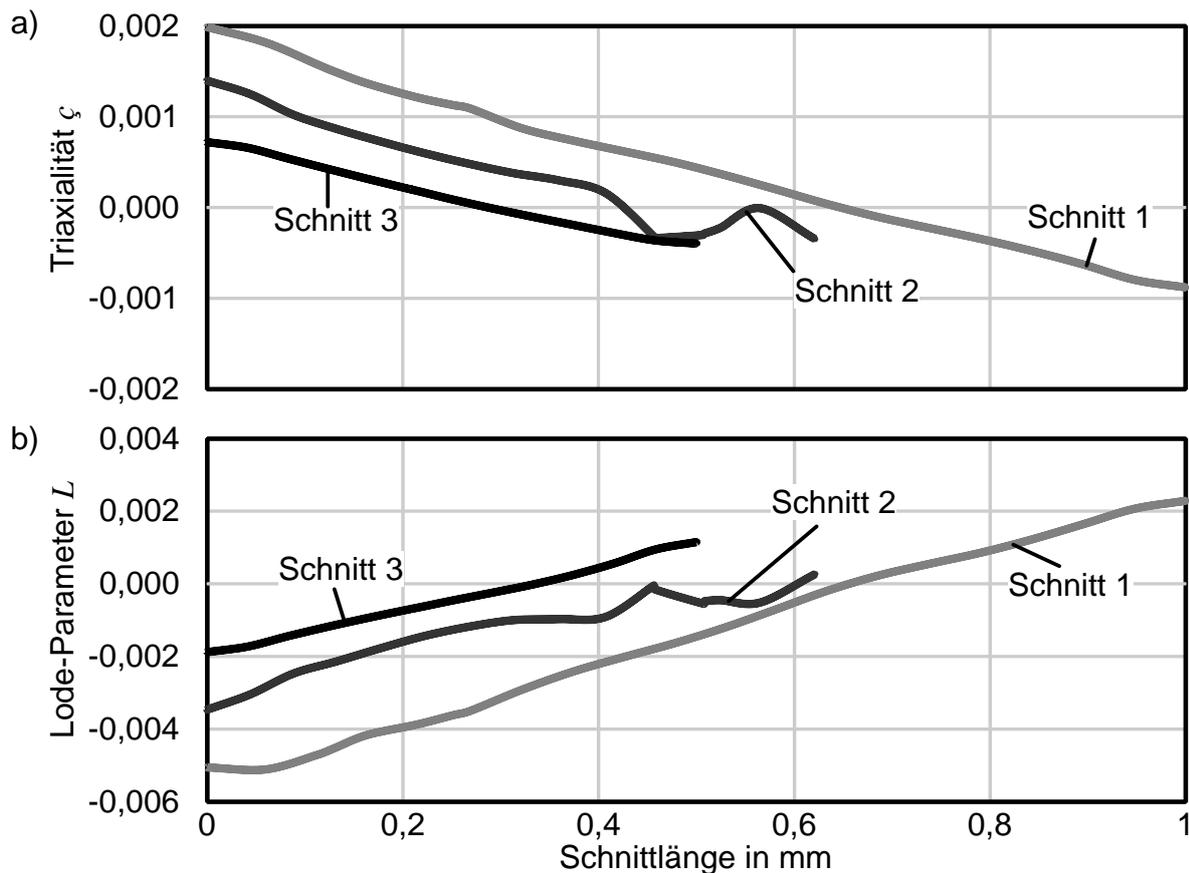


Bild 8.4: Berechneter Verlauf a) der Triaxialität η und b) des Lode-Parameters L entlang der drei Schnitte in der Probe

Tabelle 8.1: Vergleich der Spannungswerte aus der numerischen Simulation und der theoretischen Werte nach Gleichung 2.49 ohne Berücksichtigung der Kerbwirkung

Schnitt	r in mm	t in mm	τ_{num} in MPa	τ_{th} in MPa
1	15,35	1,00	$122 \leq \tau \leq 173$	154
2	16,15	0,62	$224 \leq \tau \leq 228$	222
3	17,00	0,50	$248 \leq \tau \leq 252$	250

Verwendung von **Gleichung 2.49** bereits einen Näherungswert liefern. Die leicht höhere Spannung aus der numerischen Berechnung kann die Folge eines schwach ausgeprägten Randeinflusses sein. Der prozentuale Fehler liegt hier bereits unter 3%. In der Nutmitte beträgt der Wert der Spannung aus der theoretischen Berechnung 250 MPa. Das Simulationsergebnis zeigt denselben Wert mit einer Schwankung von weniger als $\pm 1\%$. Damit lässt sich für die betrachtete Geometrie feststellen, dass die **Gleichung 2.49** sehr gut zur Berechnung der Schubspannung

im Mittelpunkt der Nut verwendet werden kann. Die Randeinflüsse sind aufgrund der sehr sanften Kerbung vernachlässigbar.

8.3 Probenvorbereitung

Die Vorbereitung einer Torsionsprobe mit Rundkerbe erfordert einen zusätzlichen Arbeitsschritt gegenüber der normalen ebenen Torsionsprobe. Diese kann, da die Probenränder nicht unter Belastung stehen, fast auf beliebige Weise aus einer Platine ausgeschnitten werden. Am Institut für Umformtechnik und Leichtbau werden diese Blechrenden in der Regel durch Laserstrahlschneiden gefertigt. Um die Rundkerbe aufzubringen, sind verschiedene abtragende Fertigungsverfahren möglich: Drehen, Fräsen und Erodieren. Die nachfolgenden Experimente werden mit gefrästen Ringnuten durchgeführt.

Als Fräs Werkzeug wird ein Kugelfräser mit einem Kopfdurchmesser von 8 mm verwendet. Fräser dieser Art werden häufig bei der (Nach-)Bearbeitung von Umformwerkzeugen eingesetzt. Die Blechrunde wird über einen Zentrierstift positioniert, sodass die eingestellte Fräsbahn konzentrisch zur Blechrunde platziert werden kann. **Bild 8.5** zeigt zwei auf diese Art gefertigte Proben aus DP1000 und CP1200. Um die eingestellte Nuttiefe t_n zu überprüfen, wird eine taktile Koordinatenmessung an den Proben nach der Fertigung durchgeführt. Die Nuttiefe wird dabei an acht Positionen über dem Umfang verteilt gemessen, um eine eventuelle Verkipfung der Fräsbahn auszuschließen. Die ermittelten Werte werden für die Auswertung der Experimente dokumentiert.

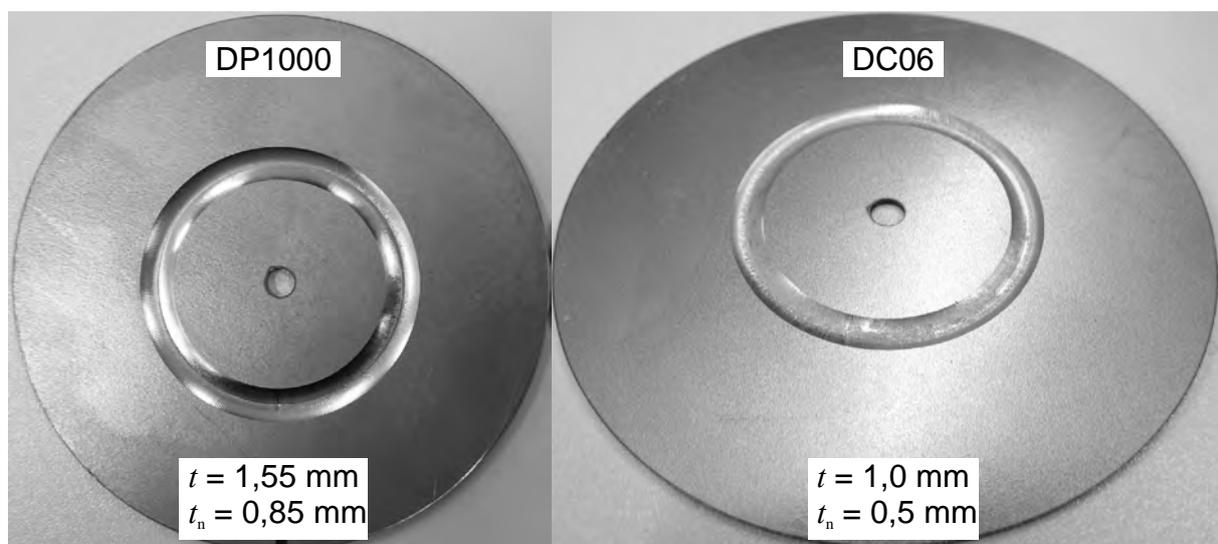


Bild 8.5: Mittels Fräsen gefertigte Torsionsproben mit Rundkerbe: **a)** DP1000, $t_0 = 1,55 \text{ mm}$, $t_n = 0,85 \text{ mm}$, **b)** DC06, $t_0 = 1,0 \text{ mm}$, $t_n = 0,5 \text{ mm}$

8.4 Erreichbarkeit des Scherversagens

Um die Anwendbarkeit dieser Probengeometrie zur Erzeugung von Scherversagen zu überprüfen, werden unterschiedliche Werkstoffe getestet. In **Tabelle 8.2** sind die verwendeten Legierungen und die jeweilige Probengeometrie aufgelistet. Alle Proben wurde jeweils mit den Einspannradien $r_i = 15$ mm und $r_a = 30$ mm geprüft. Für die beiden Tiefziehstähle DC04 und DC06 konnte das Scherversagen

Tabelle 8.2: Probengeometrie der geprüften Werkstoffe

Werkstoff	t_0 in mm	t_n in mm	r_n in mm
DC04	2,00	1,00	18,0
DC06	1,00	0,50	17,0
DP600	1,00	0,50	17,0
DP1000	1,55	0,85	18,0
AA5182	1,00	0,50	17,0
AA6016	1,00	0,50	17,0

nicht herbeigeführt werden, da der Werkstoff aufgrund der hohen Duktilität vor dem Bruch Faltenbildung zeigt (siehe **Bild 8.6**). Dies wird insbesondere bei den dünneren Proben von DC06 deutlich. DC04 zeigt ebenfalls eine starke Deformation im Bereich der Nut. Durch die größere Blechdicke sind große Drehmomente erforderlich. Es lässt sich dabei ein starkes Durchrutschen der inneren Einspannung feststellen.

Für die Dualphasenstähle DP600 und DP1000 sowie die beiden aufgeführten Aluminiumlegierungen AA5182 und AA6016 konnte die Rissbildung im Boden der Nut hervorgerufen werden. **Bild 8.7** zeigt am Beispiel von DP600 die entstandene Rissform auf der Ober- und Unterseite der Probe. Der kreisförmige Riss befindet sich dabei am Boden der Nut, was den Erwartungen an die Probengeometrie entspricht. Es kann im Vergleich zu den Tiefziehstählen eine deutlich geringere Ausbreitung der plastische Deformation in der Nut festgestellt werden.

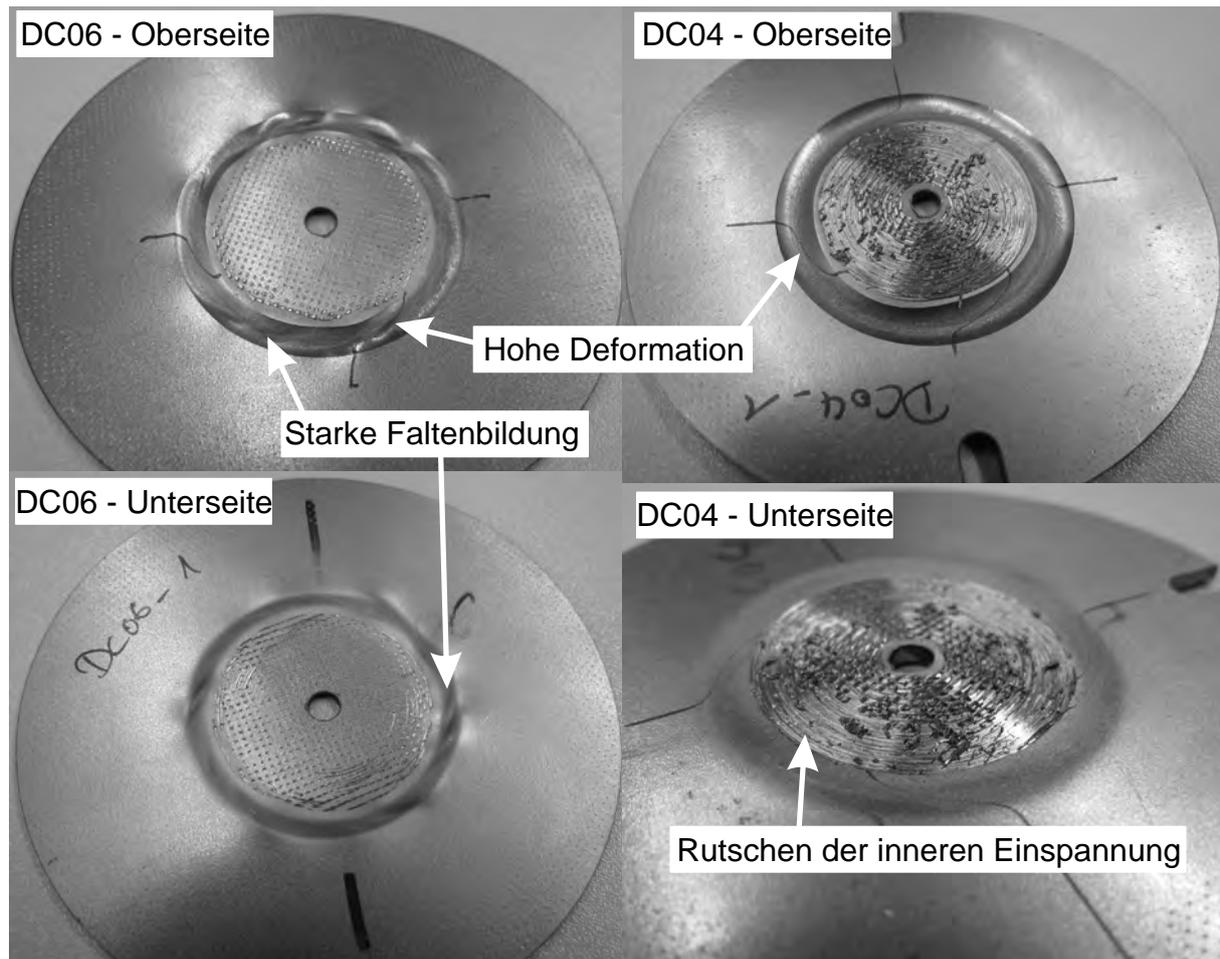


Bild 8.6: Keine Rissbildung bei den Tiefziehstählen DC04 und DC06, da Faltenbildung und/oder Durchrutschen der inneren Einspannung auftritt

8.5 Reproduzierbarkeit der Ergebnisse

Um die Reproduzierbarkeit der Rissentstehung zu untersuchen, werden drei Versuche mit dem Werkstoff DP1000 durchgeführt. Zum einen ist zu prüfen, ob der plastische Bereich auf eine identische Verfestigung schließen lässt. Zum anderen ist für die Ermittlung von Schädigungsparametern der Zeitpunkt des Kraftabfalls von besonderer Wichtigkeit. Hier muss eine Wiederholbarkeit innerhalb eines tolerierbaren Bereichs gegeben sein, damit die Rissbildung im Modell korrekt wiedergegeben werden kann.

Bild 8.8a zeigt den gemessenen Verlauf des Drehmoments über den gemessenen Drehwinkel des inkrementellen Drehgebers der Versuchsanlage. Es ist zu erkennen, dass die drei Proben zunächst in ihrem Moment-Winkel-Verlauf gut übereinstimmen. Der Punkt des Versagens liegt jedoch nicht bei einem einheitlichen Wert, sondern schwankt zwischen 10 und 12°. Diese Diskrepanz liegt an der Messung des Drehwinkels, da ein leichtes Durchrutschen der Probe sich im Messwert als Fehler

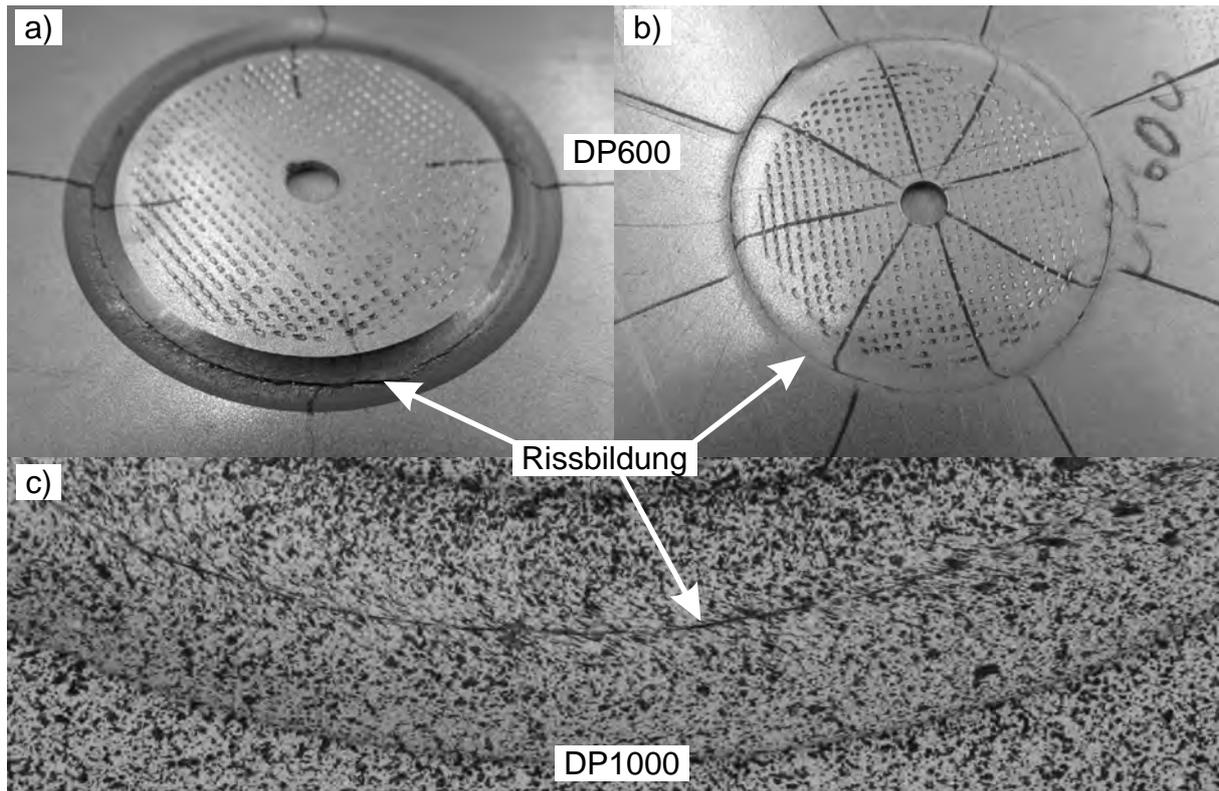


Bild 8.7: Rissbildung bei Dualphasenstählen: **a)** Probenoberseite aus DP600, **b)** Probenrückseite aus DP600, **c)** Vergrößerte Ansicht des Risses bei DP1000 mit Berasterung

auswirken kann. Zudem ist trotz der nahen Positionierung des Winkelgebers die Steifigkeit der Einspannwerkzeuge nicht vollkommen zu vernachlässigen. Um diese Fehlerquellen zu vermeiden, wird statt des Drehgeber-Signals der Drehwinkel aus der optischen Dehnungsmessung extrahiert. Um eine möglichst eindeutige Zuweisung der Verdrehung zu ermöglichen, wird der relative Verdrehwinkel zwischen der inneren und äußeren Kante der Rundkerbe verwendet. Dies ist sowohl für die optische Dehnungsmessung als auch für eine spätere Simulation handhabbar. Der gemessene Winkel beschreibt daher nicht die globale Verdrehung der Probe, sondern nur die Verdrehung innerhalb der Nut, was für die Auswertung ausreichend ist, da sich die Deformation hierin konzentriert. **Bild 8.8b** zeigt für die drei Proben aus DP1000 den beschriebenen Verlauf. Es kann eine sehr gute Übereinstimmung aller drei Proben gefunden werden, sowohl bezüglich des plastischen Bereichs als auch des Zeitpunkts des Drehmomentabfalls. Das Ergebnis kann direkt zur Ermittlung von Schädigungsparametern über eine inverse Optimierung mittels numerischer Berechnung erfolgen.

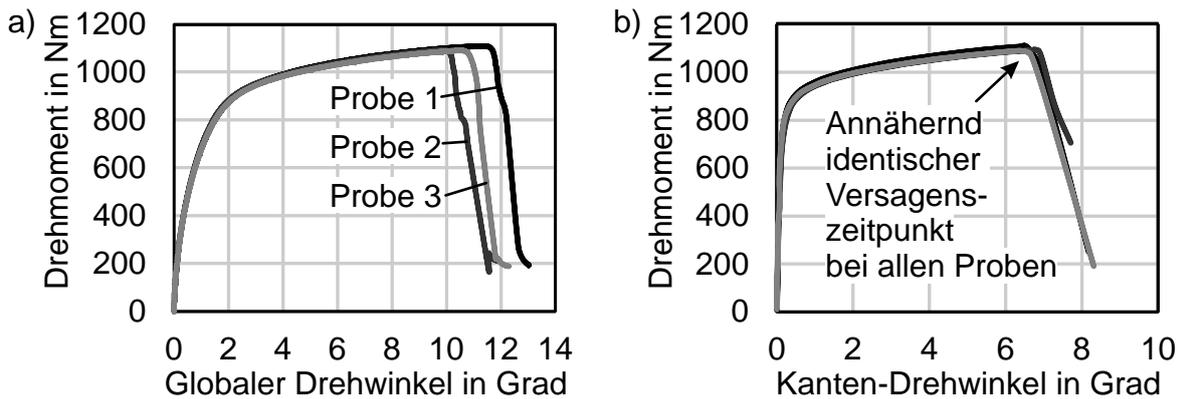


Bild 8.8: Drehmoment-Drehwinkel-Kurven von Proben aus DP1000 bei Winkelmessung **a)** über den globalen Drehgeber und **b)** durch optische Messung der relativen Nutkantenverdrehung

8.6 Anwendung zur Fließkurvenermittlung

Es wurde gezeigt, dass die Torsionsprobe mit Rundkerbe einen wohldefinierten idealen Scherspannungszustand im Bereich der Nut aufweist, welche sich sehr gut mit der **Gleichung 2.49** unter Berücksichtigung der lokalen Blechstärke berechnen lässt. Daher soll an dieser Stelle die Möglichkeit zur Fließkurvenermittlung mittels dieser neuartigen Probenform diskutiert werden. Als Demonstrationswerkstoff kommt erneut der Werkstoff DP1000 zum Einsatz. Anhand der optischen Messergebnisse im Nutbereich soll eine Fließkurve erstellt werden. Für solche höchstfesten Stahlwerkstoffe ist die Fließkurvenermittlung besonders interessant, da in Zugversuchen häufig eine Bruchdehnung von lediglich 10% oder weniger erreicht wird.

Zunächst soll die Messbarkeit der Dehnung während der Torsion analysiert werden. Dazu sind in **Bild 8.9** zwei aufgenommene Zustände bei fortgeschrittener Torsion abgebildet. Bei einem relativen Drehwinkel von $4,4^\circ$ zwischen den Nuträndern lässt sich ein kreisförmiges Band mit hoher Deformation beobachten. Es ist eine gute Messbarkeit der Dehnung gegeben. Bei einer Verdrehung von $6,6^\circ$ lässt sich das lokalisierte Dehnungsband weiterhin messen, jedoch mit deutlichen Lücken aufgrund der starken Verzerrung des aufgetragenen stochastischen Rasters. In **Bild 8.10** ist entlang eines radialen Schnitts durch die Kerbe der gemessene Vergleichsumformgrad für beide Verdrehwinkel dargestellt. Zudem ist die optisch gemessene Kerbtiefe auf einer zweiten y -Achse (rechts) aufgetragen. Das Maximum der Dehnung befindet sich nicht, wie zunächst erwartet, an der dünnsten Stelle der Probe, sondern leicht nach innen versetzt bei einem Radius von $r \approx 17,6 - 17,7$ mm. Die Kerbgeometrie wurde ebenfalls aus der optischen Dehnungsmessung bestimmt. Diese zeigt die höchste Kerbtiefe entsprechend der Fertigungsvorgabe bei $r = 18,0$ mm. Das Kerbprofil zeigt eine leichte Asymmetrie, welche durch Fertigungsunge-

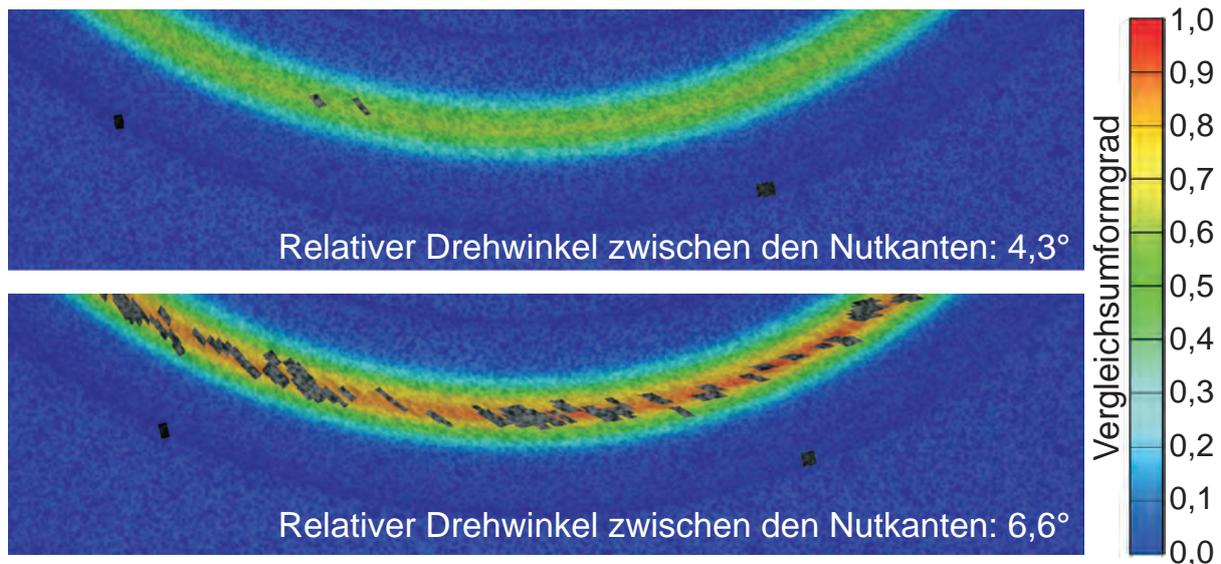


Bild 8.9: Entwicklung der Formänderungsverteilung in der Nut während der Torsion bei dem Stahlwerkstoff DP1000

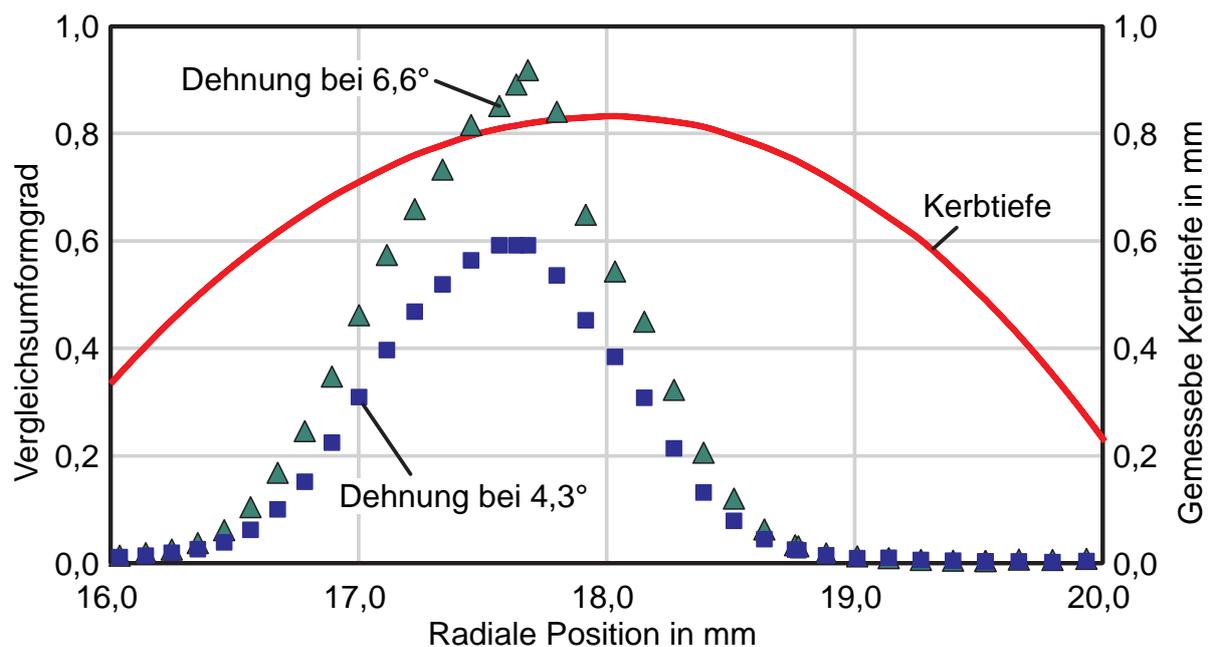


Bild 8.10: Verteilung der optisch gemessenen Vergleichsdehnung bei dem Stahl DP1000 über einen radialen Schnitt durch die Ringkerbe bei Drehwinkeln von $4,3^\circ$ und $6,6^\circ$. Außermittiges Maximum der Dehnung bei $r \approx 17,7$ mm.

naugigkeiten oder geringfügige Messfehler bedingt sein kann. Um zu prüfen, ob der leichte Versatz der höchsten Dehnung nach innen plausibel ist, wird in **Bild 8.11** die theoretische Schubspannungsverteilung über den radialen Schnitt dargestellt. Entsprechend der abgebildeten Schubspannungsverteilung liegt der Ort des Maxi-

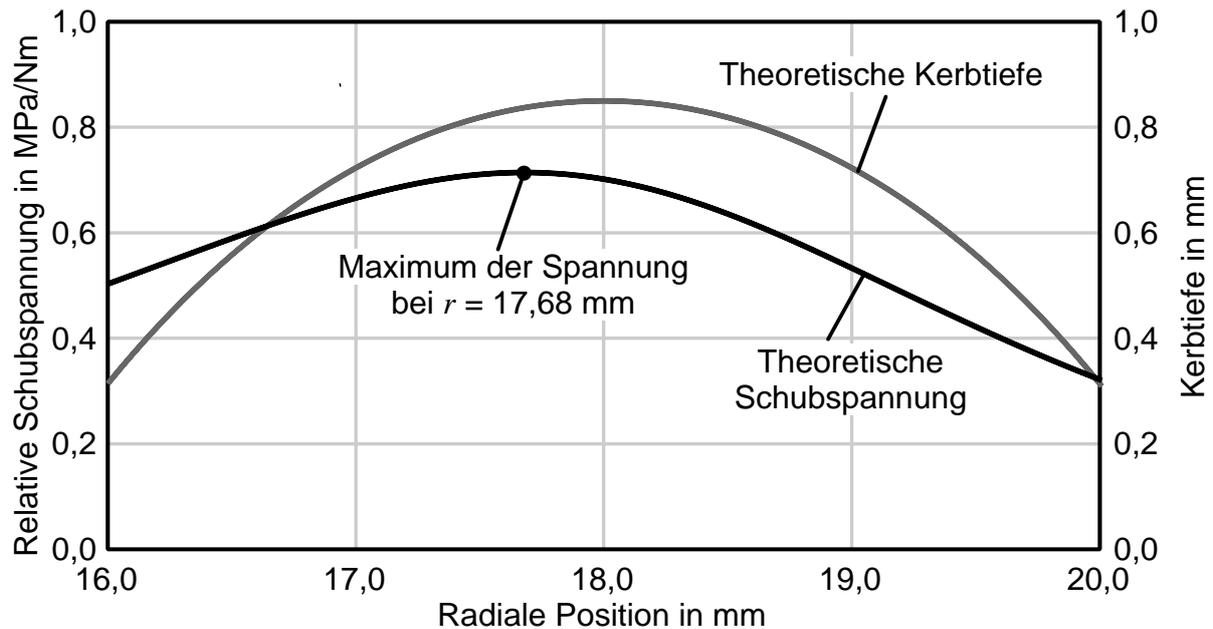


Bild 8.11: Theoretische Kerbgeometrie und daraus abgeleitete Schubspannungsverteilung in der Ringkerbe. Die Schubspannungsverteilung zeigt das Maximum bei $r = 17,68$ mm.

mums vom Kerbgrund aus ebenfalls um ca. 0,3 mm nach innen versetzt. Somit muss die Fließkurve anhand der Spannung und Dehnung an dieser Stelle erfolgen.

Im Diagramm von **Bild 8.12** sind die auf diese Weise ermittelten Fließkurven gegenüber dem Ergebnis eines Zugversuchs dieses Werkstoffes dargestellt. Erneut ist die Reproduzierbarkeit innerhalb der drei durchgeführten Versuche gegeben. Bemerkenswert ist hierbei die erreichbare Formänderung von $\varphi \geq 0,8$. Verglichen mit dem Zugversuch liegen die mittels dieser Torsionsproben ermittelten Kurven auf einem niedrigeren Verfestigungsniveau, obwohl die anfängliche Fließspannung übereinstimmt.

8.7 Fazit

In diesem Kapitel wurde ein Probenkonzept für den ebenen Torsionsversuch entwickelt. Diese neue Probengeometrie eignet sich zur Herbeiführung von Versagen bei idealen Scherbedingungen. Anhand erster Untersuchungen konnte das hohe Potenzial dieser neuartigen Probenform aufgezeigt werden.

- **Rundnut:** Mit einer lokalen Reduzierung in Form einer Rundnut mit rundem Querschnitt ist es möglich, die Position der größten Spannung und Dehnung ohne Randeffekte in einem auswertbaren Bereich der Torsionsprobe zu platzieren. Die Gestaltung der Nut wurde im Detail vorgestellt.

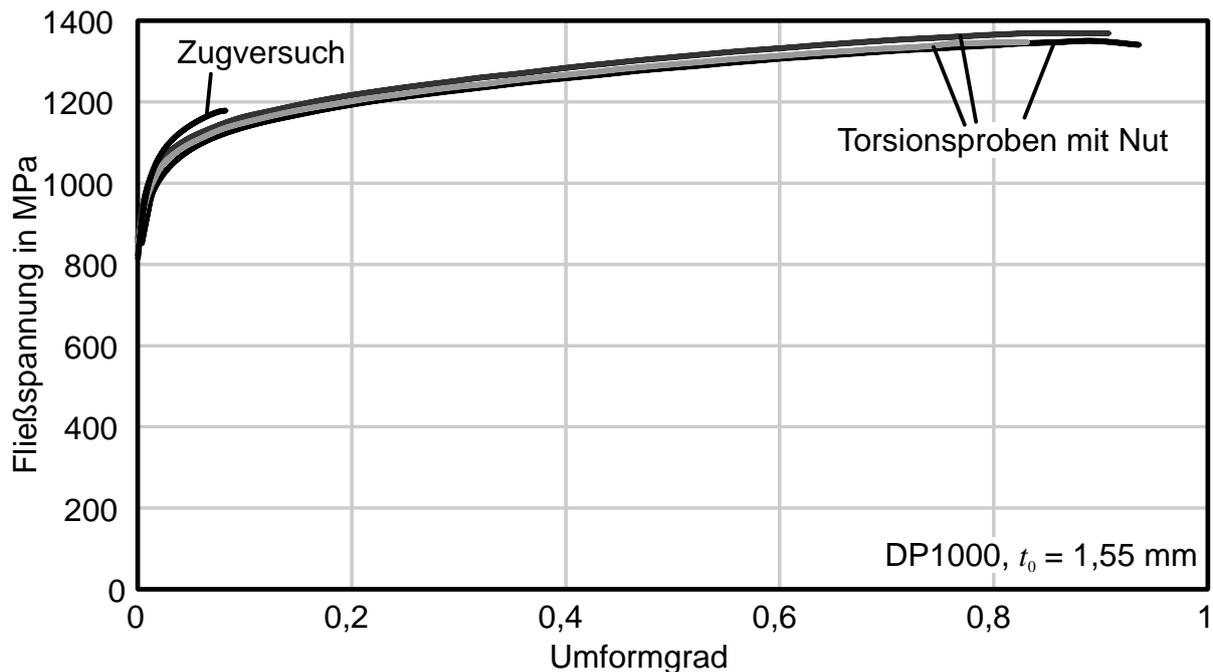


Bild 8.12: Mit der neu vorgeschlagenen Probengeometrie ermittelte Fließkurven für DP1000 im Vergleich mit dem Ergebnis des Zugversuchs

- **Triaxialität und Lode-Parameter:** Mittels numerischer Simulation konnte bestätigt werden, dass in der Rundnut insbesondere am Nutboden der ideale Scherzustand herrscht. Werte für die Triaxialität und den Lode-Parameter bleiben während der Belastung konstant 0. Damit ist diese Nut-Torsionsprobe sowohl den Ansätzen der sogenannten „Butterfly“-Probe nach Bao und Wierzbicki (2004) und Mohr und Henn (2007) als auch dem ursprünglichen Ansatz für den ebenen Torsionsversuch von Marciniak und Kołodziejcki (1972) überlegen hinsichtlich der Charakterisierung des Scherversagens.
- **Erzeugung des Versagens:** Scherversagen konnte experimentell für die Aluminiumlegierungen AA5182 und AA6016 sowie für die Stahlwerkstoffe DP600 und DP1000 erreicht werden. Duktile Tiefziehstähle wie DC04 und DC06 zeigten eine extreme Deformation; es traten Falten auf anstatt einer Rissbildung. Für weitere Untersuchungen ist zu prüfen, ob die Prozessgrenze der Faltenbildung für diese modifizierte Nutprobe ebenfalls durch eine Reduzierung des inneren Einspannradius r_i und des Fräsbahndurchmessers d_b verschoben werden kann.
- **Spannungsberechnung und Fließkurvenermittlung:** Für die verwendeten Geometrien konnte gezeigt werden, dass nahe dem Kerbgrund die Spannungsberechnung anhand analytischer Gleichungen möglich ist, da der Kerbeffekt vernachlässigbar ist. Eine mögliche weitere Anwendung dieser Proben-

geometrie ist die Fließkurvenermittlung für Werkstoffe, welche aufgrund zu hoher Festigkeit oder zu geringen Verfestigungspotenzials nicht effektiv mit der konventionellen ebenen Torsionsprobe geprüft werden können. Anhand des Werkstoffes DP1000 wurde beispielhaft eine Fließkurve aus der optischen Dehnungsmessung im Nutboden ermittelt. Dabei konnten sehr hohe Dehnungen von $\varphi \approx 0,9$ erreicht werden. Die hierzu angewendete Auswertungsmethodik ist in Zukunft zu prüfen und gegebenenfalls anzupassen.

- **Probenfertigung:** Weiterhin ist zu untersuchen, welches Verfahren zur Probenvorbereitung sinnvoll und mit zulässigen Maßtoleranzen eingesetzt werden kann. Die in dieser Arbeit geprüften Proben sind mittels Fräsen mit der Nut versehen worden. Alternative Fertigungsverfahren sowie Optimierung des Fräsvorgangs sind in Zukunft zu prüfen, da für dünne Bleche bereits geringfügige Formabweichungen zu starken Fehlern während des Prüfvorgangs führen können.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit umfasst die Entwicklung von neuen Auswertungsmethoden und Anwendungsmöglichkeiten für den ebenen Torsionsversuch zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen hinsichtlich Fließkurve, kinematischer Verfestigung und Schädigungsverhalten. Mithilfe der optischen Dehnungsmesstechnik wurden zwei grundlegende Auswertungsmethoden, die nachgeschaltete Dehnungsmessung und die kontinuierliche Dehnungsmessung, für diesen Versuch eingeführt.

Die nachgeschaltete Dehnungsmessung ermöglicht die Ermittlung einer vollständigen Fließkurve durch die alleinige Messung des finalen Deformationszustandes. Unter Ausnutzung der Spannungs- und Dehnungsverteilung ist eine Fließkurve mit einer hohen Anzahl von Messpunkten abbildbar. Hohe Spannungs- und Dehnungswerte sind in der Nähe der inneren Einspannung zu finden. Mit zunehmendem Abstand vom Mittelpunkt sinkt die Belastung des Werkstoffes. Diese Methode erfordert keine kontinuierliche Dehnungsmessung während der Belastung, womit der Messaufwand gering gehalten werden kann. Insbesondere für duktile Werkstoffe können hohe Umformgrade bis $\varphi = 1,0$ gemessen werden, sodass eine weitere Extrapolation nicht mehr notwendig ist.

Hierzu wurden der Einfluss der Klemmkraft und die Variation der Oberflächenstrukturierung an der inneren Einspannung untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass die Spannungsüberlagerung durch die Einspannkraft einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Messergebnisse von gängigen Blechwerkstoffen hat. Die Werkzeugstrukturierung hat teilweise Einfluss auf die erreichbare Formänderung bei der Fließkurvenermittlung. In Abhängigkeit der Festigkeit des zu prüfenden Werkstoffes sollte die Feinheit der Riffelung gewählt werden. Je fester der Probenwerkstoff ist, desto gröber kann die Strukturierung gewählt werden. Eine zusätzliche Lastübertragung durch Formschluss-Elemente in der inneren Einspannung ist nicht zielführend, da aufgrund der geringen Blechstärke nicht ausreichend Last übertragbar ist. Für hochfeste Stahlwerkstoffe und Aluminiumlegierungen können in der Regel solch hohe Formänderungen wie bei duktilen Tiefziehstählen nicht erreicht werden. Dies ist in vielen Fällen auf den Verlauf der Verfestigung zurückzuführen.

Grundlegende Zusammenhänge und Einflüsse auf das Ergebnis des ebenen Torsionsversuchs wurden mittels kontinuumsmechanischer Betrachtung und numerischer Simulation analysiert. Geschlossene Zusammenhänge für das Verschiebungs-

und Dehnungsfeld wurden in Abhängigkeit des anliegenden Drehmoments für elastisches und starrplastisches Werkstoffverhalten mit Verfestigungsansätzen nach Swift und Voce hergeleitet. Es wurde hiermit gezeigt, dass in der Torsionsprobe keine höhere Belastung realisiert werden kann, wenn das Verfestigungsverhalten nach einer bestimmten Dehnung sich asymptotisch dem idealplastischen Verlauf annähert. Die Folge ist eine Lokalisation der Deformation nahe der inneren Einspannung mit einem Abfall des Drehmoments im weiteren Torsionsverlauf. Dies wurde zusätzlich durch numerische Simulation bestätigt. Ebenfalls wurde eine analytische Lösung für den ebenen Torsionsversuch bei Lastumkehr und isotroper Verfestigung vorgestellt.

Mithilfe der kontinuierlichen Dehnungsmessung kann auf effiziente Weise eine Vielzahl von zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verläufen aus einer einzigen Messung extrahiert werden. Dies wird ebenfalls durch den Spannungs- und Dehnungsgradienten ermöglicht. Somit sind zyklische Scherkurven mit unterschiedlichen Dehnungsamplituden simultan in einem Versuch ermittelbar. Die auf diese Weise erhaltenen Spannungs-Dehnungs-Verläufe können zur Identifikation kinematischer Verfestigung verwendet werden. Bei einem Vergleich mit zyklischen Fließkurven aus Zug-Druck-Versuchen ist festzustellen, dass der Bauschinger-Effekt bei Wechselscherung schwächer auftritt.

Mit dem ebenen Torsionsversuch wird für DC06 ein niedrigerer Fließkurvenverlauf als im Zugversuch ermittelt. Auch die Ergebnisse anderer Scher- und Torsionsversuche stimmen nicht mit dem Zugversuch überein. Dieser Effekt ist in der Literatur bekannt, die Ursache für diese Abweichung ist jedoch unklar. Verschiedene Hypothesen wurden in dieser Arbeit diskutiert, unter anderem der Einfluss der kinematischen Verfestigung durch Verdrehung der Werkstoffrichtungen bei der einfachen Scherung und die Sensitivität der Fließkurve auf die Umformgeschwindigkeit. Eine vollständig befriedigende Erklärung konnte nicht gefunden werden.

Um Scherfließkurven in einer isolierten Richtung zu identifizieren, wurde eine modifizierte Probengeometrie mit Rundschlitzen eingeführt. Hiermit kann eine Mittelwertbildung über den gesamten Umfang wie bei der vollen Torsionsprobe vermieden werden. Diese als Doppelstegprobe bezeichnete Geometrie verfügt über zwei Scherzonen. Es ist ein Scherversuch entstanden, dessen Ergebnisse mit bekannten Scherversuchen wie dem Miyauchi-Versuch oder der Norm nach ASTM B831 vergleichbar sind. Die Vorteile dieses neuen Versuchs liegen in der Versuchskinematik, welche keine unerwünschten Reaktionsmomente hervorruft, da die Belastung bereits durch ein Drehmoment erfolgt. Dadurch ist eine ungewollte Verdrehung der Scherzone wie bei anderen Versuchen nicht vorhanden. Zudem sind beide Scherzonen gleichsinnig belastet, sodass richtungsabhängige Werkstoffeigenschaften nicht als Mittelwert von zwei gegensinnig gescherten Umformzonen berechnet werden,

wie bei dem Miyauchi-Versuch. Für die Doppelstegprobe wurden die Anwendungen zur Fließkurvenermittlung und der Identifikation kinematischer Verfestigungsparameter demonstriert.

Die Anwendung des ebenen Torsionsversuchs zur Charakterisierung des Scherverhaltens kann durch die Gestaltung einer neuen Probengeometrie realisiert werden. Durch die Aufbringung einer Rundnut mit runder Profilgeometrie kann ein reiner Scherspannungszustand bis zum Versagen durch Rissbildung erreicht werden. Erste Ergebnisse dieser Torsionsprobe mit Rundnut wurden vorgestellt und zeigen gute Reproduzierbarkeit des Versagenszeitpunktes. Dies kann für die aktuelle Forschung im Bereich der Schädigungsmodellierung von großem Interesse sein, da bisher eine Charakterisierung von Blechversagen unter perfekten Scherbedingungen nicht möglich war. Zudem konnte hohes Potenzial für die Fließkurvenermittlung insbesondere für hochfeste Blechwerkstoffe gefunden werden.

Mit den in dieser Arbeit erzielten und dokumentierten Ergebnissen verfügt der ebene Torsionsversuch über die notwendige wissenschaftliche und experimentelle Durchdringung, die eine weitere und gewinnbringende Anwendung in Forschung und Industrie ermöglicht. Das hohe Potenzial dieses Prüfverfahrens kann für diverse Anwendungen im Bereich der Blechcharakterisierung für die Umformsimulation eingesetzt werden.

9.2 Ausblick

Neben der Erarbeitung von Grundlagenverständnis und Anwendungen für den ebenen Torsionsversuch ist die praktische Umsetzung der Prüfanlage eine Herausforderung, die zur industriellen Nutzung dieses Versuchs notwendig ist. Eine kommerziell verfügbare Lösung kann dabei die Attraktivität dieses Prüfverfahrens stark erhöhen. Dabei ist insbesondere die Steuerung und Regelung des Versuchsablaufs in Kombination mit der optimalerweise integrierten Messtechnik eine Herausforderung, vor allem, wenn dehnungsgeregelte Versuchsabläufe erforderlich sind. Die Realisierung von hohen Prüftemperaturen für die Kennwertermittlung von Warmblechumformvorgängen oder eine Möglichkeit zur Torsionsprüfung bei hohen Umformgeschwindigkeiten sind ebenfalls interessante Aspekte, die weiterer Entwicklungsarbeit bedürfen.

Der Vergleich mit zyklischen Zug-Druck-Kurven zeigt ein anderes kinematisches Verfestigungsverhalten der Werkstoffe unter Scherbelastung als unter einachsiger Zug-Druck-Beanspruchung. Dieses Verhalten wird jedoch nicht von den gängigen Werkstoffmodellen wiedergegeben. Es ist daher zu prüfen, ob dieser Unterschied des Bauschinger-Effekts einen nennenswerten Einfluss auf die Modellierung von

Blechumformprozessen und die Rückfederungsvorhersage besitzen. Eine vom Spannungszustand abhängige Parameterwahl kann daher möglicherweise zu besseren Ergebnissen führen. Zudem ist das Verhältnis von Aufwand zu Nutzen bei einer solchen Modellierung festzustellen.

Die Suche nach der Ursache des Fließkurvenunterschieds zwischen Torsions- bzw. Scherversuchen und Zugversuchen für bestimmte Werkstoffe wie DC06 ist ein Thema, das weiterer Untersuchungen bedarf. Die Einflüsse von kinematischer Verfestigung, Anisotropie und Formänderungsgeschwindigkeit sind für verschiedene Werkstoffarten unter Zug und Scherung zu prüfen. Hilfreich können auch mikrostrukturelle Analysen der Versetzungsdichte und der Schädigung sein.

Die in dieser Arbeit vorgestellte Torsionsprobe mit Rundnut kann neben der Schädigungsanalyse auch für die Fließkurvenermittlung hochfester Werkstoffe herangezogen werden. Aufgrund der Lokalisation der höchsten Deformation im Nutboden und des Fehlens von Randeffekten ist dieser Versuch in der Lage, selbst bei relativ harten und spröden Blechwerkstoffen eine hohe Formänderung zu detektieren. Die Anwendung dieser Probengeometrie bietet somit zusätzliche Möglichkeiten der Blechcharakterisierung. Neben den praktischen Aspekten wie Geometrieauslegung und Fertigungstoleranzen lassen sich die Hypothesen der gängigen Schädigungsmodelle hinsichtlich der Annahme für das reine Scherversagen überprüfen.

Literaturverzeichnis

- Abel, A., Ham, R. K., 1966. The cyclic strain behaviour of crystals of aluminum-4 wt.% copper-i. the bauschinger effect. *Acta Metallurgica*, 14 (11), 1489–1494. doi:10.1016/0001-6160(66)90170-2.
- Altan, T., Tekkaya, A. E. (Herausgeber), 2012. Sheet metal forming. ASM International, Materials Park and Ohio.
- Alves, L. M., Nielsen, C. V., Martins, P. A. F., 2011. Revisiting the fundamentals and capabilities of the stack compression test. *Experimental Mechanics*, 51 (9), 1565–1572. doi:10.1007/s11340-011-9480-5.
- An, Y. G., Vegter, H., 2005. Analytical and experimental study of frictional behavior in through-thickness compression test. *Journal of Materials Processing Technology*, 160 (2), 148 – 155. doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.05.026.
- An, Y. G., Vegter, H., Elliott, L., 2004. A novel and simple method for the measurement of plane strain work hardening. *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156, 1616–1622.
- ASTM B831, 2005. Test method for shear testing of thin aluminum alloy products. doi: 10.1520/B0831-05.
- Atkinson, M., 1997. Accurate determination of biaxial stress-strain relationships from hydraulic bulging tests of sheet metals. *International Journal of Mechanical Sciences*, 39 (7), 761 – 769. doi:10.1016/S0020-7403(96)00093-8.
- Banabic, D., Balan, T., Comsa, D. S., 2000a. A new yield criterion for orthotropic sheet metals under plane-stress conditions. *Proceedings of 7th Cold Metal Forming Conference, Cluj-Napoca, May 11-12, 2000*, 217–224.
- Banabic, D., Bunge, H. J., Pöhlandt, K., Tekkaya, A. E., 2000b. *Formability of metallic materials: Plastic anisotropy, formability testing, forming limits*. Springer, Berlin and New York.
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On fracture locus in the equivalent strain and stress tri-axiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46 (1), 81 – 98. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2004.02.006.
- Barlat, F., Brem, J. C., Yoon, J. W., Chung, K., Dick, R. E., Lege, D. J., Pourboghrat, F., Choi, S.-H., Chu, E., 2003. Plane stress yield function for aluminum alloy sheets - part 1: theory. *International Journal of Plasticity*, 19 (9), 1297 – 1319. doi:10.1016/S0749-6419(02)00019-0.
- Barlat, F., Maeda, Y., Chung, K., Yanagawa, M., Brem, J. C., Hayashida, Y., Lege, D. J., Matsui, K., Murtha, S. J., Hattori, S., Becker, R. C., Makosey, S., 1997. Yield function development for aluminum alloy sheets. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 45 (11 - 12), 1727 – 1763. doi:10.1016/S0022-5096(97)00034-3.

- Barsoum, I., Faleskog, J., 2007. Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments. *International Journal of Solids and Structures*, 44 (6), 1768–1786.
- Bauer, M., 1987. Faltenbildung beim ebenen Torsionsversuch. *Archive of Applied Mechanics (Ingenieur-Archiv)*, 57, 39–50. doi:10.1007/BF00536810.
- Bauer, M., 1989. Ermittlung der Fließkurven von Feinblechen im ebenen Torsionsversuch. Dissertation, Universität Stuttgart.
- Bauer, M., Pöhlandt, K., 1986. Fundamentals of the plane torsion test for determining flow curves of thin sheet. *Materialprüfung*, 28, 220–224.
- Bauschinger, J., 1881. Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und des Elastizitätsmoduls verschiedener Metalle. *Civilingenieur*, 27, 289–348.
- Boers, S. H. A., Geers, M. G. D., Kouznetsova, V. G., 2010. Contactless and frictionless pure bending. *Experimental Mechanics*, 50 (6), 683–693. doi:10.1007/s11340-009-9257-2.
- Bouvier, S., Haddadi, H., Levee, P., Teodosiu, C., 2006. Simple shear tests: Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains. *Journal of Materials Processing Technology*, 172, 96–103. doi:10.1016/j.jmatprotec.2005.09.003.
- Brosius, A., Yin, Q., Güner, A., Tekkaya, A. E., 2011. A new shear test for sheet metal characterization. *Steel Research International*, 82 (4), 323–328. doi:10.1002/srin.201000163.
- Canpolat, A., 2013. Experimentelle und numerische Bewertung der Fließortbestimmung mittels Kreuzzugversuch. Dissertation, Technische Universität Dortmund.
- Cao, J., Lee, W., Cheng, H. S., Seniw, M., Wang, H.-P., Chung, K., 2009. Experimental and numerical investigation of combined isotropic-kinematic hardening behavior of sheet metals. *International Journal of Plasticity*, 25 (5), 942–972. doi:10.1016/j.ijplas.2008.04.007.
- Chaboche, J. L., 1986. Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity. *International Journal of Plasticity*, 2 (2), 149–188.
- Christodoulou, N., Woo, O., MacEwen, S., 1986. Effect of stress reversals on the work hardening behaviour of polycrystalline copper. *Acta Metallurgica*, 34 (8), 1553–1562.
- Chu, T. C., Ranson, W. F., Sutton, M. A., 1985. Applications of digital-image-correlation techniques to experimental mechanics. *Experimental Mechanics*, 25 (3), 232–244. doi:10.1007/BF02325092.
- Davis, E. A., 1937. Plastic Behavior of Metals in the Strain-Hardening Range. Part II. *Journal of Applied Physics*, 8 (3), 213–217.
- DIN 50125, 2009. Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben.
- DIN EN 10130, 2006. Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen.
- DIN EN 10346, 2009. Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl - Technische Lieferbedingungen.

- DIN EN 573-3, 2013. Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen.
- DIN EN ISO 12004-2, 2008. Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve - Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor.
- DIN EN ISO 20482, 2003. Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Tiefungsversuch nach Erichsen.
- DIN EN ISO 6892-1, 2009. Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur.
- Dunand, M., Mohr, D., 2011. Optimized butterfly specimen for the fracture testing of sheet materials under combined normal and shear loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 78 (17), 2919–2934.
- Flores, P., Bonnet, F., Habraken, A. M., 2007. Plane strain test for metal sheet characterization. *Key Engineering Materials*, 344, 135–142. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.344.135.
- Frank, F. C., Read, W. T., 1950. Multiplication Processes for Slow Moving Dislocations. *Phys. Rev.*, 79, 722–723. doi:10.1103/PhysRev.79.722.
- Frederick, C. O., Armstrong, P. J., 2007. A mathematical representation of the multiaxial bauschinger effect. *Materials at High Temperatures*, 24 (1), 1–26. doi:10.3184/096034007X207589.
- Gerlach, J., Keßler, L., 2006. The impact of material testing strategies on the determination and calibration of different FEM material models. *Proceedings of the IDDRG 2006, Porto*, 113–120.
- Gese, H., Keller, S., Yeliseyev, V., Dell, H., 2007. Ermittlung von Fließwiderstandskurven bei großen Formänderungen für die Blechumformsimulation. *Kennwertermittlung für die Praxis*, 242–249. doi:10.1002/9783527610310.ch32.
- Ghosh, A. K., 1980. A physically-based constitutive model for metal deformation. *Acta Metallurgica*, 28 (11), 1443–1465.
- GOM, 2007. ARAMIS Benutzerhandbuch - Software. ARAMIS v6.3 und höher, Gesellschaft für optische Messtechnik mbH, Braunschweig.
- Goodwin, G., 1968. Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop. *Society of Automotive Engineers, Technical Paper No. 680093*. doi:10.4271/680093.
- Graham, S. M., Zhang, T., Gao, X., Hayden, M., 2012. Development of a combined tension-torsion experiment for calibration of ductile fracture models under conditions of low triaxiality. *International Journal of Mechanical Sciences*, 54 (1), 172–181.
- Gurson, A. L., 1975. Plastic flow and fracture behavior of ductile materials incorporating void nucleation, growth, and interaction. *Dissertation, Brown University*.

- Hannon, A., Tiernan, P., 2008. A review of planar biaxial tensile test systems for sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, 198 (1-3), 1–13.
- Hasegawa, T., Yakou, T., Karashima, S., 1975. Deformation behaviour and dislocation structures upon stress reversal in polycrystalline aluminium. *Materials Science and Engineering*, 20, 267–276.
- Haupt, M., 2013. Bestimmung des Einflusses der inneren Stempelgeometrie zum Erreichen höherer Umformgrade im ebenen Torsionsversuch. *Fachwissenschaftliche Projektarbeit*, Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund.
- Hill, R., 1948. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 193 (1033), 281–297.
- Hill, R., 1950. A theory of the plastic bulging of a metal diaphragm by lateral pressure. *Philosophical Magazine Series 7*, 41 (322), 1133–1142. doi:10.1080/14786445008561154.
- Hill, R., 1990. Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 38 (3), 405 – 417. doi:10.1016/0022-5096(90)90006-P.
- Hockett, J. E., Sherby, O. D., 1975. Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 23 (2), 87–98.
- Hollomon, J. H., 1945. Tensile deformation. *Transactions of the American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers*, 162, 268 – 290.
- Härtel, M., 2011. Entwicklung anisotroper Eigenschaften in Abhängigkeit der Dehnrates am Beispiel der Aluminiumknetlegierungen EN AW-5182 und EN AW-6016. *Studienarbeit*, Technische Universität Chemnitz.
- Hu, Z., Rauch, E. F., Teodosiu, C., 1992. Work-hardening behavior of mild steel under stress reversal at large strains. *International Journal of Plasticity*, 8 (7), 839–856.
- Kanetake, N., Tozawa, Y., Kato, T., Aiba, S., 1981. Effect of texture on deformation behavior of aluminum sheets. *Journal of Japan Institute of Light Metals*, 31 (5), 307–312.
- Keeler, S., 1965. Determination of Forming Limits in Automotive Stampings. *Society of Automotive Engineers, Technical Paper No. 650535*. doi:10.4271/650535.
- Koç, M., Billur, E., Cora, Ö. N., 2011. An experimental study on the comparative assessment of hydraulic bulge test analysis methods. *Materials & Design*, 32 (1), 272–281. doi:10.1016/j.matdes.2010.05.057.
- Lemaitre, J., 1985. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107 (1), 83.
- Li, Y., Luo, M., Gerlach, J., Wierzbicki, T., 2010. Prediction of shear-induced fracture in sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 210 (14), 1858–1869.

- Lindholm, U. S., Nagy, A., Johnson, G. R., Hoegfeldt, J. M., 1980. Large Strain, High Strain Rate Testing of Copper. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 102 (4), 376.
- Llewellyn, D. T., Hillis, D. J., 1996. Dual phase steels. *Ironmaking & Steelmaking*, 23 (6), 471–478.
- Ludwik, P., 1909. *Elemente der technologischen Mechanik*. Springer-Verlag, Berlin.
- Makinde, A., Thibodeau, L., Neale, K. W., 1992. Development of an apparatus for biaxial testing using cruciform specimens. *Experimental Mechanics*, 32 (2), 138–144.
- Marciniak, Z., 1961. Influence of the sign change of the load on the strain hardening curve of a copper test subject to torsion. *Archiwum Mechaniki Stosowanj*, 13, 743–751.
- Marciniak, Z., Kołodziejcki, J., 1972. Assessment of sheet metal failure sensitivity by method of torsioning the rings. *J. Proc. 7th Biennial Congress of the IDDRG*, 61–64.
- Marciniak, Z., Kuczyński, K., Kołodziejcki, J., 1973. Assessment of the sensitivity to failure of sheet metal by torsion (Wyznaczanie niektórych plastycznych własności blachy metodą skręcania). *Obróbka Plastyczna*, 12, 61–65.
- Matsui, M., Iwata, N., Mori, N., 1987. Initiation and growth of buckling in the biaxial diagonal tensile test on steel sheet. *Journal of Mechanical Working Technology*, 14 (3), 283 – 294. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/0378-3804\(87\)90014-3](http://dx.doi.org/10.1016/0378-3804(87)90014-3).
- Merklein, M., Biasutti, M., 2011. Forward and reverse simple shear test experiments for material modeling in forming simulations. *Steel research international, Special Edition: 10th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2011*, 1, 702–707.
- Merklein, M., Hußnätter, W., Geiger, M., 2008. Characterization of yielding behavior of sheet metal under biaxial stress condition at elevated temperatures. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57 (1), 269–274.
- Merklein, M., Johannes, M., Biasutti, M., Lechner, M., 2013. Numerical Optimisation of a Shear Specimen Geometry According to ASTM. *Key Engineering Materials*, 549, 317–324. doi:[10.4028/www.scientific.net/KEM.549.317](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.549.317).
- Merklein, M., Kuppert, A., 2009. A method for the layer compression test considering the anisotropic material behavior. *International Journal of Material Forming*, 2 (S1), 483–486. doi:[10.1007/s12289-009-0592-8](https://doi.org/10.1007/s12289-009-0592-8).
- von Mises, R., 1913. *Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand*. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse, 1, 582–592.
- Miyauchi, K., 1984. A proposal of a planar simple shear test in sheet metals. *Scientific Papers of RIKEN*, 78 (3), 27–42.
- Mohr, D., Henn, S., 2007. Calibration of Stress-triaxiality Dependent Crack Formation Criteria: A New Hybrid Experimental–Numerical Method. *Experimental Mechanics*, 47 (6), 805–820.

- Mróz, Z., 1967. On description of anisotropic workhardening. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 15 (3), 163–175.
- Nadai, A., 1937. Plastic Behavior of Metals in the Strain-Hardening Range. Part I. *Journal of Applied Physics*, 8 (3), 205–213.
- Ohtake, Y., Rokugawa, S., Masumoto, H., 1999. Geometry Determination of Cruciform-Type Specimen and Biaxial Tensile Test of C/C Composites. *Key Engineering Materials*, 164-165, 151–154.
- Orowan, E., 1934. Zur Kristallplastizität. III. *Zeitschrift für Physik*, 89, 634–659.
- Panknin, W., 1959. Der hydraulische Tiefungsversuch und die Ermittlung von Fließkurven. Dissertation, Universität Stuttgart.
- Perdahcioğlu, E. S., Geijselaers, H. J. M., 2011. Constitutive modeling of two phase materials using the mean field method for homogenization. *International Journal of Material Forming*, 4 (2), 93–102. doi:10.1007/s12289-010-1007-6.
- Pöhlandt, K., Tekkaya, A. E., 1985. Torsion testing - plastic deformation to high strains and strain rates. *Materials Science and Technology*, 1 (11), 972–977. doi:10.1179/026708385790123883.
- Polanyi, M., 1934. Über eine Art Gitterstörung, die einen Kristall plastisch machen könnte. *Zeitschrift für Physik*, 89, 660–664.
- Ranta-Eskola, A. J., 1979. Use of the hydraulic bulge test in biaxial tensile testing. *International Journal of Mechanical Sciences*, 21 (8), 457 – 465. doi:10.1016/0020-7403(79)90008-0.
- Rauch, E. F., 1998. Plastic anisotropy of sheet metals determined by simple shear tests. *Materials Science And Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure And Processing*, 241 (1-2), 179–183.
- Rice, J. R., Tracey, D. A., 1969. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Int. J. Mech. Phys. Solids*, 17, 201–217.
- Ritter, R., Friebe, H., 2001. Experimental Determination of Deformation and Strain Fields by Optical Measuring Methods. In Steck, E., Ritter, R., Peil, U., Ziegenbein, A. (Herausgeber), *Plasticity of Metals*, 298–317. Wiley-VCH Verlag GmbH, Weinheim and FRG. doi:10.1002/3527600116.ch13.
- Shi, M. F., Zhu, X., Xia, C., Stoughton, T. B., 2008. Determination of nonlinear isotropic/kinematic hardening constitutive parameters for AHSS using tension and compression tests. *Proceedings of NUMISHEET 2008*, 137–142.
- Shouler, D. R., Allwood, J. M., 2010. Design and use of a novel sample design for formability testing in pure shear. *Journal of Materials Processing Technology*, 210 (10), 1304–1313. doi:10.1016/j.jmatprotec.2010.03.019.
- Shrivastava, S., Jonas, J., Canova, G., 1982. Equivalent strain in large deformation torsion testing: Theoretical and practical considerations. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 30 (1-2), 75–90. doi:10.1016/0022-5096(82)90014-X.

- Sowerby, R., Tomita, Y., Duncan, J. L., 1977. In-plane torsion testing of sheet metal. *J Mech Eng Sci*, 19 (5), 213–220.
- Staud, D., Merklein, M., 2009. Zug-Druck-Versuche an Miniaturproben zur Erfassung von Parametern für kinematische Verfestigungsmodelle. *Tagungsband Tagung Werkstoffprüfung*, Neu-Ulm, 2, 211–218.
- Swift, H. W., 1952. Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1 (1), 1–18.
- Tan, Z., Magnusson, C., Persson, B., 1994. The bauschinger effect in compression-tension of sheet metals. *Materials Science and Engineering: A*, 183 (1-2), 31–38. doi:10.1016/0921-5093(94)90887-7.
- Taylor, G. I., 1934. The Mechanism of Plastic Deformation of Crystals. Part I. Theoretical. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 145 (855), 362–387. doi:10.1098/rspa.1934.0106.
- Tekkaya, A. E., 1980. Bestimmung der Fließkurven von Blechen im Scherversuch. Diplomarbeit, Universität Stuttgart.
- Tekkaya, A. E., 1994. Equivalent strain and stress history in torsion test. *steel research*, 65 (2), 65–70.
- Tekkaya, A. E., Pöhlandt, K., Dannemann, E., 1982a. Methoden zur Bestimmung der Fließkurven von Blechwerkstoffen. - Ein Überblick, Teil II. *Blech Rohre Profile*, 29 (10), 414–417.
- Tekkaya, A. E., Pöhlandt, K., Lange, K., 1982b. Determining stress-strain curves of sheet metal in the plane torsion test. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 31 (1), 171 – 174. doi:10.1016/S0007-8506(07)63291-0.
- Tian, H., Kang, D., Lin, J. P., 2004. Determining Sheet Metal Hardening Curve by Laminated Specimen. *Key Engineering Materials*, 274-276, 793–798.
- Tresca, H., 1864. Mémoire sur l'écoulement des corps solides soumis à de fortes pressions. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences Paris*, 59, 754–758.
- Voce, E., 1948. The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. *Journal of the Institute of Metals*, 74, 537–562.
- Wagoner, R. H., 1980. Measurement and analysis of plane-strain work hardening. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 11, 165–175. doi:10.1007/BF02700453.
- Widmark, M., Melander, A., Meurling, F., 2000. Low cycle constant amplitude fully reversed strain controlled testing of low carbon and stainless sheet steels for simulation of straightening operations. *International Journal of Fatigue*, 22 (4), 307–317.
- Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y.-W., Bai, Y., 2005. Calibration and evaluation of seven fracture models. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47 (4-5), 719–743.
- Winter, D., 1993. Optische Verschiebungsmessung nach dem Objektrasterprinzip mit Hilfe eines flächenorientierten Ansatzes. Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhemina zu Braunschweig.

- Yin, Q., Brosius, A., Tekkaya, A., 2012a. Möglichkeiten des ebenen Torsionsversuchs für die Charakterisierung des Verfestigungsverhaltens von Blechwerkstoffen. Tagungsband Tagung Werkstoffprüfung 2012, Bad Neuenahr - Fortschritte in der Werkstoffprüfung für Forschung und Praxis, 51–56.
- Yin, Q., Brosius, A., Tekkaya, A. E., 2011. Modified plane torsion tests for sheet metal characterization. *Steel research international*, Special Edition: 10th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2011, 1, 696–701.
- Yin, Q., Kolbe, J., Haupt, M., Tekkaya, A. E., 2013. Achieving High Strains in Sheet Metal Characterization Using the In-Plane Torsion Test. *Key Engineering Materials*, 554-557, 77–85. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.77.
- Yin, Q., Soyarslan, C., Güner, A., Brosius, A., Tekkaya, A., 2012b. A cyclic twin bridge shear test for the identification of kinematic hardening parameters. *International Journal of Mechanical Sciences*, 59 (1), 31 – 43. doi:10.1016/j.ijmecsci.2012.02.008.
- Yin, Q., Zillmann, B., Suttner, S., Gerstein, G., Biasutti, M., Tekkaya, A., Wagner, M.-X., Merklein, M., Schaper, M., Halle, T., Brosius, A., 2014. An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization. *International Journal of Solids and Structures*, 51, 1066–1074. doi:10.1016/j.ijsolstr.2013.12.006.
- Yoshida, F., Uemori, T., 2002. A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation. *International Journal of Plasticity*, 18 (5-6), 661–686. doi:10.1016/S0749-6419(01)00050-X.
- Yoshida, F., Uemori, T., Fujiwara, K., 2002. Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain. *International Journal of Plasticity*, 18 (5-6), 633–659.
- Yoshida, F., Urabe, M., Toropov, V. V., 1998. Identification of material parameters in constitutive model for sheet metals from cyclic bending tests. *International Journal of Mechanical Sciences*, 40 (2-3), 237–249.
- Yu, Y., Wan, M., Wu, X.-D., Zhou, X.-B., 2002. Design of a cruciform biaxial tensile specimen for limit strain analysis by FEM. *Journal of Materials Processing Technology*, 123 (1), 67–70.
- Zener, C., Hollomon, J., 1944. Plastic Flow and Rupture of Metals. *Transactions of the American Society of Metals*, 33, 163–215.
- Zener, C., Hollomon, J. H., 1946. Problems in Non-Elastic Deformation of Metals. *Journal of Applied Physics*, 17 (2), 69.
- Ziegler, H., 1959. A modification of Prager's hardening rule. *Quarterly of Applied Mathematics*, 17, 55–65.
- Zillmann, B., 2009. Untersuchungen zur Ermittlung von Fließortkurven bei erhöhten Dehnungsgeschwindigkeiten an verschiedenen Karosserieblechen. Diplomarbeit, Technische Universität Chemnitz.

- Zillmann, B., Clausmeyer, T., Bargmann, S., Lampke, T., Wagner, M.-X., Halle, T., 2012. Validation of simple shear tests for parameter identification considering the evolution of plastic anisotropy. *Technische Mechanik*, 32 (2), 622–630.
- Zillmann, B., Halle, T., Meyer, L., Lampke, T., 2010. Experimentelle Bestimmung und Modellierung von Fließortkurven an Blechwerkstoffen unter Berücksichtigung des dritten Quadranten und der Dehnrates. *Tagungsband Tagung Werkstoffprüfung*, Neu-Ulm, 347–352.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Yin
Vorname	Qing
Geburtsdatum	07. März 1984
Geburtsort	Xuzhou, VR China
Familienstand	verheiratet
Staatsangehörigkeit	Deutsch

Ausbildung

06/2003	Abitur Ernst-Moritz-Arndt Gymnasium, Remscheid
07/2003 - 06/2006	Ausbildung zum Industriemechaniker Fachrichtung Betriebstechnik Benteler Stahl-Rohr GmbH, Paderborn (Duales Studium mit Universität Paderborn)
10/2003 - 10/2008	Duales Studium Maschinenbau Universität Paderborn Abschluss: Diplom-Ingenieur

Beruflicher Werdegang

07/2003 - 10/2008	Werkstudent Benteler AG, Paderborn Kombinationsstudiengang Maschinenbau Durchlaufene Abteilungen: Instandhaltung, Adjustage, Forschung und Entwicklung, CAE Chassis
08/2006 - 09/2006	Auslandspraktikum Benteler Automotive USA, Auburn Hills Chassis Department
seit 11/2008	Wissenschaftlicher Mitarbeiter Institut für Umformtechnik und Leichtbau Technische Universität Dortmund